

José Fabio Kölzer

**PROJETO ÓTIMO MULTIDISCIPLINAR DE  
GERADORES SÍNCRONOS COM ÍMÃS PERMANENTES DE  
FERRITE PARA MICROGERAÇÃO EÓLICA**

Tese submetida ao Programa de Pós-  
Graduação em Engenharia Elétrica da  
Universidade Federal de Santa  
Catarina para a obtenção do Grau de  
Doutor em Engenharia Elétrica  
Orientador: Prof. Dr. Renato Carlson  
Coorientador: Prof. Dr. Nelson  
Sadowski

Florianópolis  
2017

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,  
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Kölzer, José Fabio

Projeto ótimo multidisciplinar de geradores  
síncronos com ímãs permanentes de ferrite para  
microgeração eólica / José Fabio Kölzer ; orientador,  
Renato Carlson; coorientador, Nelson Sadowski - SC,  
2017.

294 p.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Santa  
Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós  
Graduação em Engenharia Elétrica, Florianópolis, 2017.

Inclui referências.

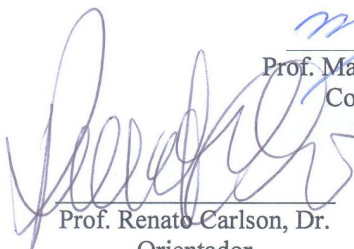
1. Engenharia Elétrica. 2. Geradores eólicos. 3.  
Projeto ótimo. 4. Máquina vernier a ímãs permanentes.  
5. Ímãs de ferrite. I. Carlson, Renato. II.  
Sadowski, Nelson. III. Universidade Federal de  
Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Elétrica. IV. Título.

José Fabio Kölzer


**PROJETO ÓTIMO MULTIDISCIPLINAR DE GERADORES  
SÍNCRONOS COM ÍMÃS PERMANENTES DE FERRITE PARA  
MICROGERAÇÃO EÓLICA**

Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do Título de Doutor em Engenharia Elétrica, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina.


Florianópolis, 17 de Março de 2017



Prof. Renato Carlson, Dr.  
Orientador  
Universidade Federal de Santa  
Catarina

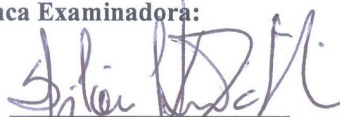


Prof. Marcelo Lobo Heldwein, Dr.  
Coordenador do Curso

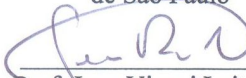


Prof. Dr. Nelson Sadowski,  
Coorientador  
Universidade Federal de Santa  
Catarina


**Banca Examinadora:**



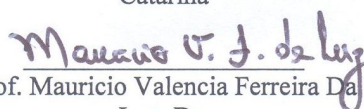
Prof. Sílvio Ikuyo Nabeta, Dr.  
Escola Politécnica da Universidade  
de São Paulo




Prof. Jean Viane Leite, Dr.  
Universidade Federal de Santa  
Catarina



Prof. Laurent Didier Bernard, Dr.  
Universidade Federal de Santa  
Catarina



Prof. Mauricio V. J. da Luz  
Luz, Dr.  
Universidade Federal de Santa  
Catarina



Prof. Sebastião Lauro Nau, Dr.  
Centro Universitário - Católica de Santa Catarina  
Unidade de Jaraguá do Sul





Este trabalho é dedicado a meu pai,  
José, a minha mãe, Lucrecia, a minha  
esposa, Patrícia e a meu filho, Pablo.



## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço a meu orientador, professor Renato Carlson pela paciência e dedicação em conduzir a orientação do meu trabalho; a minha esposa Patrícia e a meu filho Pablo, pelo apoio e compreensão; a meus pais, José e Lucrecia, pelo apoio e carinho, e aos professores e colegas do GRUCAD, que ao longo desses quatro anos de doutoramento contribuíram para a elaboração deste trabalho.



## RESUMO

A crescente demanda de energia e a diminuição das reservas de combustíveis fósseis tem levado a uma utilização crescente de energias renováveis, entre elas a energia eólica. Com o intuito de tornar a geração eólica competitiva, é necessário projetar máquinas de elevado desempenho e reduzido custo. A utilização de ímãs permanentes em geradores eólicos permite construir máquinas compactas de elevado rendimento em virtude de serem dispensados os enrolamentos de campo e suas perdas joules associadas. No entanto, o aumento dos preços dos ímãs de NdFeB e o monopólio da China tem retraído a utilização destes materiais por causa do impacto dos custos dos ímãs no custo total da máquina. Dentro deste contexto, os ímãs de ferrite são uma alternativa de baixo custo e elevada disponibilidade. Nesta tese, desenvolveu-se um modelo de dimensionamento orientado à otimização de microgeradores síncronos com ímãs permanentes de ferrite que, acoplado a um algoritmo de otimização determinístico, é utilizado para a elaboração do projeto ótimo de geradores com ímãs permanentes de ferrite de desempenho equivalente a uma máquina com ímãs de NdFeB de referência. Aplica-se o modelo para o projeto ótimo de cinco topologias de máquinas síncronas com ímãs permanentes de ferrite: quatro máquinas convencionais e uma máquina vernier com concentração de fluxo e rotor externo. Entre as máquinas convencionais, constatou-se que apenas as topologias com concentração de fluxo são apropriadas utilizando ferrite, sendo a máquina com ímãs permanentes de rotor interno e número de ranhuras por polo por fase fracionário a que apresentou a maior densidade de potência e menor custo de material ativo entre as máquinas convencionais. Com custo de material ativo equivalente, a máquina vernier com ímãs permanentes apresentou maior densidade de potência e menor ondulação de torque com carga em relação às máquinas convencionais consideradas. Quando comparada à máquina com ímãs de NdFeB de referência, o custo de material ativo da máquina vernier com ímãs permanentes de ferrite foi de 47% do custo de material ativo da máquina com ímãs de NdFeB de referência, com uma densidade de potência 13% menor. Concluiu-se, portanto, que a máquina vernier com ímãs permanentes de ferrite com concentração de fluxo é a melhor alternativa para substituir a máquina com ímãs de NdFeB entre as máquinas consideradas nesta tese.

**Palavras-chave:** Geradores eólicos. Máquina vernier a ímãs permanentes. Ímãs de ferrite.



## ABSTRACT

The growing demand for energy and the decline in fossil fuel reserves have led to an increasing use of renewable energy, including wind energy. In order to make wind generation competitive, it is necessary to design optimal machines of high performance and low cost. The use of permanent magnets in wind generators allows the construction of high performance compact machines because the field windings and their associated joules losses are dispensed. However, the increase in prices of NdFeB magnets and China's monopoly has reduced the use of these materials because of the impact of magnet costs on the overall cost of the machine. In this context, ferrite magnets are a low cost and high availability alternative. In this thesis, the design model for using in the optimization of ferrite permanent magnets synchronous generators was made. This model was coupled with a deterministic optimization algorithm for elaborating the optimal design of ferrite permanent magnet generators with equivalent performance of a NdFeB magnet reference machine. The model for the optimal design of five topologies of ferrite permanent magnet synchronous generators was done: four conventional machines and one vernier machine with flux concentration and external rotor. Among the conventional machines, only topologies with flux concentration were appropriate using ferrite, whereas the machine with internal rotor and fractional  $q$  was the conventional machine which presented the highest power density and the lowest cost of active material. For the same active material cost, the vernier machine presented higher power density and lower ripple torque at full-load condition regarding to the conventional machines. When compared to the reference NdFeB machine, the active material cost of ferrite permanent magnets vernier machine was 47% the cost of active material of the reference NdFeB machine, with a 13% lower power density. Thus, ferrite permanent magnet vernier machine with flux concentration was the best alternative to replace the NdFeB machine between the considered machines in this work.

**Keywords:** Wind Power Turbine. Permanent magnet vernier machine. Ferrite magnets.





## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Erro de modelagem versus tempo de cálculo de modelos analíticos, semianalíticos e numéricos. ....	41
Figura 2.1 - Sistema de otimização utilizado para o projeto ótimo dos geradores síncronos com ímãs permanentes.....	51
Figura 2.2 - Modelo de Dimensionamento Orientado à Otimização e as interações entre submodelos. ....	51
Figura 2.3 – Interface gráfica do RelucTool mostrando parte de uma rede de relutâncias. ....	53
Figura 2.4 – Rede de resistências térmicas desenhada com auxílio do software PSim. ....	54
Figura 2.5 – Módulos do CADES.....	54
Figura 2.6 - Interface gráfica parcial do <i>Component Generator</i> . ....	55
Figura 2.7 - Interface gráfica parcial do <i>Component Calculator</i> . ....	55
Figura 2.8 - Interface gráfica parcial do <i>Component Optimizer</i> . ....	56
Figura 2.9 – Quadro da evolução das dimensões do gerador de entreferro variável para uma das iterações. ....	57
Figura 2.10 - Corte axial de gerador com ímãs permanentes de rotor externo (esquerda) e rotor interno (direita) com concentração de fluxo mostrando material ativo e não ativo. ....	62
Figura 2.11 – Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos da máquina com ímãs superficiais de NdFeB. ....	64
Figura 2.12 – Participação de cada material no custo total de material ativo da máquina com ímãs superficiais de NdFeB.....	65
Figura 2.13 – Volume delimitado pelo contorno externo e largura menor da ranhura versus número de polos.....	66
Figura 2.14 – Torque por unidade de volume do rotor versus número de polos. ....	67
Figura 2. 15 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de densidade de fluxo magnético a vazio do gerador de referência. ....	69
Figura 2.16 – Tensão fase-neutro a vazio do gerador de referência.....	70
Figura 2.17 – Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro do gerador de referência a vazio. ....	70
Figura 2.18 – Diagrama de linhas de fluxo magnético e a distribuição da indução magnética correspondente à fase b e c ligadas em série com corrente nominal e sem ímãs no rotor. ....	71
Figura 2.19 – Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de densidade de fluxo magnético a plena carga do gerador de referência. ....	72
Figura 2.20 - Tensão fase-neutro a plena carga do gerador de referência. ....	73
Figura 2.21 – Distribuição de perdas no ferro com carga do gerador de referência. ....	73
Figura 2.22 – Diagrama de distribuição de temperatura do gerador de referência. ....	74

Figura 3.1 Gerador síncrono com ímãs permanentes de superfície de uma ranhura por polo por fase. ....	76
Figura 3.2 - Gerador síncrono com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de uma ranhura por polo por fase. ....	78
Figura 3.3 - Gerador síncrono com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de 0,75 ranhura por polo por fase. ....	78
Figura 3.4 - Gerador síncrono com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhura por polo por fase. ....	79
Figura 3.5 - Gerador vernier com ímãs permanentes de rotor externo (a) com ímãs superficiais de $q = 1$ e (b) com concentração de fluxo de $q = 0,75$ . ....	80
Figura 3.6 - Componentes da distribuição de fluxo magnético no entreferro a vazio na máquina vernier com ímãs permanentes. ....	82
Figura 3.7 – Principais dimensões do G1. ....	84
Figura 3.8 – Detalhes das ranhuras e suas principais dimensões do G1. ....	85
Figura 3.9 - Detalhe de dois polos do G1 de 12 polos apresentando uma bobina da fase <b>a</b> . ....	86
Figura 3.10 - Diagrama de linhas de fluxo magnético na posição de enlace de fluxo máximo da fase <b>a</b> do G1 sem carga. ....	86
Figura 3.11 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo por fase a vazio no G1. ....	87
Figura 3.12 – Diagrama de fasores utilizado no modelo elétrico para relacionar tensão em vazio, corrente e indutâncias. ....	89
Figura 3.13 - Detalhe geométrico das regiões a serem consideradas no submodelo térmico do G1. ....	93
Figura 3.14 - Rede de resistências térmicas referente a um passo de ranhura. ..	94
Figura 3.15 - Principais dimensões do G2. ....	95
Figura 3.16 - Detalhe de dois passos polares de um G2 de 12 polos apresentando uma bobina da fase <b>a</b> . ....	97
Figura 3.17 - Diagrama de linhas de fluxo magnético na posição de enlace de fluxo máximo da fase <b>a</b> sem carga. ....	98
Figura 3.18 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo em vazio por fase no G2. (a) Rede completa. (b) Detalhe das relutâncias no entreferro. ....	98
Figura 3.19 - Esquema de ligação de duas fases em série para o cálculo das indutâncias do G2. ....	100
Figura 3.20 – G2 de 4 polos com fase <b>b</b> e <b>c</b> ligadas em série conforme esquema de ligação da Fig. 3.19. O sentido da densidade de corrente nos lados de bobinas é indicado com + (J entrante) e – (J saliente). ....	101
Figura 3.21 - Definição das fontes de potencial magnético atribuídas aos dentes do G2 para a construção da rede de relutância do modelo $L_{max}$ . ....	101
Figura 3.22 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase <b>b</b> e <b>c</b> ligadas em série e corrente nominal na posição de $L_{max}$ para o G2. ....	103
Figura 3.23 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo de duas fases em série para o G2. ....	104

Figura 3.24 - Detalhe de uma bobina do estator discretizada em três bobinas ligadas em série localizadas no fundo, no médio e no topo da ranhura para o G2.	104
Figura 3.25 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase <b>b</b> e <b>c</b> ligadas em série e corrente nominal na posição de $L_{min}$ para o G2.	106
Figura 3.26 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo mínimo de duas fases em série.	107
Figura 3.27 - Diagrama fasorial em regime permanente para carga resistiva equilibrada para o G2.	108
Figura 3.28 – Principais dimensões do G3.	110
Figura 3.29 - Detalhe de quatro polos de um G3 de 16 polos apresentando três bobinas da fase <b>b</b> .	111
Figura 3. 30 - Diagrama de linhas de fluxo magnético na posição de enlace de fluxo máximo da fase <b>b</b> do G3 sem carga.	111
Figura 3.31 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo em vazio por fase para o G3.	112
Figura 3.32 - Esquema de ligação de duas fases em série para o cálculo das indutâncias no G3.	114
Figura 3.33 – Detalhe da ligação da fase <b>a</b> em série com a fase <b>c</b> utilizado para determinar a distribuição de potencial magnético nos dentes no G3.	114
Figura 3.34 – Distribuição de potencial magnético nos dentes quando as fases <b>a</b> e <b>c</b> do G3 são ligadas em série.	115
Figura 3. 35 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase <b>a</b> e <b>c</b> ligadas em série e corrente nominal na posição de $L_{max}$ para o G3.	116
Figura 3.36 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo de duas fases em série para o G3.	117
Figura 3.37 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase <b>a</b> e <b>c</b> ligadas em série e corrente nominal na posição de $L_{min}$ para o G3.	118
Figura 3.38 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo mínimo de duas fases em série para o G3.	119
Figura 3.39 - Principais dimensões do G4.	121
Figura 3.40 - Detalhes das ranhuras e suas principais dimensões do G4.	121
Figura 3.41 - Detalhe de quatro polos de um G4 de 16 polos apresentando três bobinas da fase <b>b</b> .	122
Figura 3.42 - Diagrama de linhas de fluxo magnético na posição de enlace de fluxo máximo da fase <b>b</b> do G4 sem carga.	123
Figura 3.43 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo a vazio por fase do G4.	124
Figura 3.44 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase <b>a</b> e <b>c</b> ligadas em série e corrente nominal na posição de $L_{max}$ para o G4.	125
Figura 3.45 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo de duas fases em série no G4.	126
Figura 3.46 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase <b>a</b> e <b>c</b> ligadas em série e corrente nominal na posição de $L_{min}$ para o G4.	127

Figura 3.47 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo mínimo de duas fases em série para o G4.....	128
Figura 3.48 - Rede de resistências térmicas referente a um passo de ranhura para o gerador 4.....	130
Figura 3.49 - Principais dimensões do G5.....	131
Figura 3.50 - Detalhes das ranhuras e suas principais dimensões do G5.....	131
Figura 3.51 - Detalhe de um setor simétrico do G5 de 16 polos apresentando três bobinas da fase <b>b</b> .....	133
Figura 3.52 - Diagrama de linhas de fluxo magnético na posição de enlace de fluxo máximo da fase <b>b</b> do G5 sem carga.....	133
Figura 3.53 - Análise harmônica do enlace de fluxo da fase <b>b</b> do G5 a vazio.....	134
Figura 3.54 - Rede de relutância utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo em vazio por fase para o G5.....	135
Figura 3.55 - Indutância própria de duas fases em série em função da posição do rotor para o G5.....	136
Figura 3.56 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente às fases <b>a</b> e <b>c</b> ligadas em série e corrente nominal na posição de $L_{max}$ para o G5.....	136
Figura 3.57 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo de duas fases em série no G5.....	137
Figura 4.1 - Seção transversal mostrando dois polos do G1 de 16 polos.....	144
Figura 4.2 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G1 de 16 polos em vazio.....	145
Figura 4.3 - Tensão fase-neutro em vazio do G1 de 16 polos.....	145
Figura 4.4 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro em vazio.....	146
Figura 4.5 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G1 de 16 polos quando as fases <b>b</b> e <b>c</b> são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal.....	147
Figura 4.6 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G1 de 16 polos a plena carga.....	148
Figura 4.7 - Tensão fase-neutro a plena carga do G1 de 16 polos.....	148
Figura 4.8 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro a plena carga.....	149
Figura 4.9 - Diagrama de distribuição de perdas no ferro obtidos pelo EFCAD.....	150
Figura 4.10 - Diagrama de distribuição de temperatura em graus Celsius obtida pelo EFCAD.....	151
Figura 4.11 - Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos do G1.....	152
Figura 4.12 - Participação de cada material no custo total de material ativo do G1.....	153
Figura 4.13 - Volume externo e largura menor da ranhura versus número de polos do G1.....	154
Figura 4.14 - Torque por unidade de volume do rotor para diversos números de polos.....	155
Figura 4.15 - Seção transversal mostrando dois polos de máquinas com ímãs de superfície ótimas utilizando (a) G1 de 16 polos e (b) GR de 22 polos.....	156

Figura 4.16 – Massa de material ativo do G1 de 16 polos e do GR de 22 polos.	158
Figura 4.17 – Massa de material ativo, volume externo e custo de material ativo do G1 de 16 polos e do GR de 22 polos.	159
Figura 4.18 – Seção transversal mostrando um polo do G2 de 16 polos.	162
Figura 4.19 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G2 de 16 polos em vazio.	163
Figura 4.20 - Tensão fase-neutro em vazio do G2 de 16 polos.	163
Figura 4.21 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro em vazio.	164
Figura 4. 22 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G2 de 16 polos quando as fases <b>b</b> e <b>c</b> são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância máxima.	164
Figura 4. 23 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G2 de 16 polos quando as fases <b>b</b> e <b>c</b> são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância mínima.	165
Figura 4.24 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G2 de 16 polos a plena carga.	166
Figura 4.25 - Tensão fase-neutro a plena carga do G2 de 16 polos.	166
Figura 4.26 – Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro a plena carga.	167
Figura 4.27 - Diagrama de distribuição de perdas no ferro em plena carga no G2 de 16 polos obtidos pelo EFCAD.	167
Figura 4.28 - Diagrama de distribuição de temperatura do G2 de 16 polos obtida pelo EFCAD.	168
Figura 4.29 - Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos do G2.	169
Figura 4.30 - Participação de cada material no custo total de material ativo do G2.	170
Figura 4.31 - Volume externo e largura menor da ranhura versus número de polos do G2.	171
Figura 4.32 - Torque por unidade de volume do rotor para diversos número de polos do G2.	172
Figura 4.33 – Forma de onda do torque em plena carga do G2 de 24 polos.	172
Figura 4.34 - Seção transversal mostrando (a) um polo do G2 de 24 polos e (b) dois polos do GR de 22 polos.	173
Figura 4.35 - Massa de material ativo do G1 de 16 polos, do G2 de 24 polos e do GR de 22 polos.	175
Figura 4.36 – Massa de material ativo, custo e volume externo do G1 de 16 polos, do G2 de 24 polos e do GR.	175
Figura 4.37 – Seção transversal mostrando quatro polos do G3 de 16 polos.	179
Figura 4.38 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G3 de 16 polos em vazio.	180
Figura 4.39 - Tensão fase-neutro em vazio do G3 de 16 polos.	180
Figura 4.40 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro em vazio.	181

Figura 4.41 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G3 de 16 polos quando as fases <b>a</b> e <b>c</b> são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância máxima.....	182
Figura 4.42 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G3 de 16 polos quando as fases <b>a</b> e <b>c</b> são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância mínima.....	182
Figura 4.43 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G3 de 16 polos a plena carga.....	183
Figura 4.44 - Tensão fase-neutro a plena carga do G3 de 16 polos. ....	184
Figura 4.45 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro a plena carga.....	184
Figura 4.46 - Diagrama de distribuição de perdas no ferro a plena carga do G3 de 16 polos obtidos pelo EFCAD. ....	185
Figura 4.47 - Diagrama de distribuição de temperatura do G3 de 16 polos obtida pelo EFCAD. ....	186
Figura 4.48 - Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos do G3.....	188
Figura 4.49 - Participação de cada material no custo total de material ativo do G3. ....	188
Figura 4.50 - Volume externo e largura menor da ranhura versus número de polos do G3.....	189
Figura 4.51 - Torque por unidade de volume do rotor para diversos números de polos do G3.....	190
Figura 4.52 - Forma de onda do torque a plena carga do G3 de 24 polos.....	190
Figura 4.53 - Seção transversal mostrando (a) um polo do G3 de 24 polos e (b) dois polos da GR de 22 polos. ....	191
Figura 4.54 - Massa de material ativo das máquinas com ímãs de ferrite e do GR de 22 polos.....	192
Figura 4.55 - Massa de material ativo, custo e volume externo das máquinas com ímãs de ferrite e do GR de 22 polos.....	193
Figura 4.56 - Gerador síncrono com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhura por polo por fase.....	196
Figura 4.57 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G4 de 16 polos em vazio. ....	197
Figura 4.58 – Tensão fase-neutro em vazio do G4 de 16 polos. ....	197
Figura 4.59 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro em vazio. ....	198
Figura 4.60 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G4 de 16 polos quando as fases <b>a</b> e <b>c</b> são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância máxima.....	198
Figura 4.61 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G4 de 16 polos quando as fases <b>a</b> e <b>c</b> são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância mínima.....	199
Figura 4.62 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G4 de 16 polos a plena carga.....	200
Figura 4.63 - Tensão fase-neutro a plena carga do G4 de 16 polos. ....	200
Figura 4.64 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro a plena carga.....	201

Figura 4.65 - Diagrama de distribuição de perdas no ferro a plena carga do G4 de 16 polos obtidos pelo EFCAD. ....	201
Figura 4.66 - Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos do G4. ....	203
Figura 4.67 - Participação de cada material no custo total de material ativo do G4. ....	203
Figura 4.68 - Volume externo e largura menor da ranhura versus número de polos do G4. ....	204
Figura 4.69 - Torque por unidade de volume do rotor para diversos número de polos de G4. ....	205
Figura 4.70 - Forma de onda do torque a plena carga do G4 de 28 polos. ....	206
Figura 4.71 - Seção transversal mostrando (a) um polo do G4 de 28 polos e (b) dois polos do GR de 22 polos. ....	206
Figura 4.72 - Massa de material ativo das máquinas a ímãs de ferrite e do GR de 22 polos. ....	207
Figura 4.73 - Massa de material ativo, custo e volume externo das máquinas a ímãs de ferrite e do GR de 22 polos. ....	208
Figura 4.74 - Gerador vernier com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhura por polo por fase. ....	211
Figura 4.75 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G5 16/56 em vazio. ....	212
Figura 4.76 - Tensão fase-neutro em vazio do G5 16/56. ....	213
Figura 4.77 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro em vazio do G5 16/56. ....	213
Figura 4.78 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G5 16/56 quando as fases a e c são ligadas em série com corrente nominal. ....	214
Figura 4.79 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G5 16/56 a plena carga. ....	215
Figura 4.80 - Tensão fase-neutro com carga nominal do G5 16/56. ....	215
Figura 4.81 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro a plena carga. ....	216
Figura 4.82 - Diagrama de distribuição de perdas no ferro do G5 16/56 a plena carga obtidos pelo EFCAD. ....	216
Figura 4.83 - Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos do G5. ....	218
Figura 4.84 - Participação de cada material no custo total de material ativo do G5. ....	219
Figura 4.85 - Volume externo e largura menor da ranhura versus número de polos do G5. ....	220
Figura 4.86 - Torque por unidade de volume do rotor para diversos número de polos do G5. ....	220
Figura 4.87 - Forma de onda do torque a plena carga do G5 16/56. ....	221
Figura 4.88 - Seção transversal mostrando (a) um polo do G5 16/56 e (b) dois polos do GR de 22 polos. ....	222

Figura 4.89 - Massa de material ativo das máquinas com ímãs de ferrite e do GR de 22 polos.....	223
Figura 4.90 - Massa de material ativo, custo e volume externo das máquinas a ímãs de ferrite e do GR de 22 polos.....	223
Figura 4.91 – Regulação de tensão das máquinas com ferrite e do GR de 22 polos. ....	224
Figura 4.92 – Geradores com ímãs permanentes que possuem melhor desempenho para cada topologia. (a) GR 22. (b) G1 16. (c) G2 24. (d) G3 24. (e) G4 28. (f) G5 16/56. ....	226



## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Especificações de projeto da máquina com ímãs de NdFeB.....	58
Tabela 2.2 - Custos específicos de material ativo. ....	64
Tabela 2.3 - Especificações, restrições e resultados da otimização do gerador de referência de 22 polos. ....	68
Tabela 2.4 - Comparação entre os valores de projeto e os obtidos pelo EFCAD. ....	74
Tabela 3.1 - Parâmetros dos materiais associados ao cálculo de massas e perdas. ....	91
Tabela 3.2 - Custos específicos de material ativo das máquinas com ímãs de ferrite. ....	92
Tabela 4.1 - Especificações, restrições e resultados da otimização do G1 de 16 polos. ....	142
Tabela 4.2 - Comparação entre os valores previstos no projeto do G1 de 16 polos e os obtidos com o EFCAD.....	152
Tabela 4.3 - Comparação dos principais parâmetros geométricos do G1 de 16 polos com o GR de 22 polos. ....	158
Tabela 4.4 - Especificações, restrições e resultados da otimização do G2 de 16 polos. ....	161
Tabela 4.5 - Comparação entre os valores previstos no projeto do G2 de 16 polos e os obtidos com o EFCAD.....	169
Tabela 4.6 - Comparação dos principais parâmetros geométricos do G2 de 24 polos com o GR de 22 polos. ....	174
Tabela 4.7 - Especificações, restrições e resultados da otimização do G3 de 16 polos. ....	177
Tabela 4.8 - Comparação entre os valores previstos no projeto do G3 de 16 polos e os obtidos com o EFCAD.....	187
Tabela 4.9 - Comparação entre os principais parâmetros geométricos do G3 de 24 polos com o GR de 22 polos. ....	192
Tabela 4.10 - Especificações, restrições e resultados da otimização do G4 de 16 polos. ....	195
Tabela 4.11 - Comparação entre os valores previstos no projeto do G4 de 16 polos e os obtidos com o EFCAD.....	202
Tabela 4.12 - Comparação de principais parâmetros geométricos do G4 de 28 polos com o GR de 22 polos. ....	207
Tabela 4.13 - Especificações, restrições e resultados da otimização do G5 16/56. ....	210
Tabela 4.14 - Comparação entre os valores previstos no projeto do G5 16/56 e os obtidos com o EFCAD. ....	217
Tabela 4.15 - Comparação de principais parâmetros geométricos do G5 de 16/56 polos com o GR de 22 polos. ....	222



## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AEF – Análise de Elementos Finitos.  
ANEEL – Agência Nacional de Energia Elétrica.  
AO – Algoritmo de Otimização.  
DHT – Distorção Harmônica Total.  
FEM – Força eletromotriz.  
FMM – Força magnetomotriz.  
GR – Gerador com ímãs de NdFeB de referência.  
G1 – Gerador com ímãs de ferrite superficiais com q unitário.  
G2 – Gerador com ímãs de ferrite *spoke* com q unitário.  
G3 – Gerador com ímãs de ferrite *spoke* com q fracionário com rotor interno.  
G4 – Gerador com ímãs de ferrite *spoke* com q fracionário com rotor externo.  
G5 – Gerador vernier com ímãs de ferrite *spoke* com q fracionário com rotor externo.  
MDOO – Modelo de Dimensionamento Orientado à Otimização.  
MMC – Mínimo Múltiplo Comum.  
NdFeB – Neodímio Ferro Boro.  
TRV – Torque por unidade de volume do rotor.



## LISTA DE SÍMBOLOS

Variáveis geométricas e econômicas

Símbolo	Nome	Unidade
$ag$	Comprimento do entreferro nas máquinas de entreferro constante	mm
$bd$	Largura do dente	mm
$C_{sp}$	Passo de bobina em número de ranhuras	-
$C_{mat}$	Custo total de material ativo	(US\$)
$D_g$	Diâmetro do entreferro	mm
$e_{min}$	Comprimento do entreferro mínimo na máquina de entreferro variável	mm
$e_{max}$	Comprimento do entreferro máximo na máquina de entreferro variável	mm
$ep_{carter}$	Espessura da carcaça	mm
$ep_{cc}$	Distância de contato coroa-carcaça	mm
$h_a$	Largura no topo da ranhura para as máquinas de rotor interno e no fundo da ranhura para máquinas de rotor externo	mm
$h_{ail}$	Altura de uma aleta	mm
$h_b$	Largura no fundo da ranhura para as máquinas de rotor interno e no topo da ranhura para máquinas de rotor externo	mm
$h_{ctt}$	Altura do complemento do <i>tooth tip</i>	mm
$h_m$	Largura do ímã na direção de magnetização para a máquina de ímãs de superfície e para as máquinas de ímãs <i>spoke</i> de rotor externo	mm
$h_{me}$	Largura do ímã na direção de magnetização no raio externo do rotor para a máquina vernier	mm
$h_{mi}$	Largura do ímã na direção de magnetização no raio interno do rotor para a máquina vernier	mm
$h_{pp}$	Largura da peça polar na direção tangencial para a máquina vernier	mm
$h_{tt}$	Altura do <i>tooth tip</i>	mm
$h_{ys}$	Espessura da coroa do estator	mm
$l_{ail}$	Espessura de uma aleta	mm
$L_{ail}$	Comprimento axial da carcaça	mm
$L_{estator}$	Comprimento externo total do estator	mm

$L_{folga}$	Distância axial entre o extremo do pacote de chapas e a tampa da carcaça	mm
$L_m$	Largura do ímã na direção de magnetização para as máquinas de ímãs <i>spoke</i> de rotor interno	mm
$L_{medesp}$	Comprimento médio de uma espira	(mm)
$L_p$	Comprimento axial do pacote de lâminas	mm
$m_{cu}$	Massa de cobre	(kg)
$m_{mat\ at}$	Massa de material ativo	(kg)
$N_{ran}$	Número de ranhuras do estator	-
$N_{bf}$	Número de bobinas por fase	-
$N_{eb}$	Número de espiras por bobina	-
$N_{ef}$	Número de espiras por fase	-
$p$	Número de pares de polos do enrolamento do estator	-
$P$	Número de polos do enrolamento do estator	-
$P_r$	Número de polos do rotor na máquina vernier	-
$p_r$	Número de pares de polos do rotor na máquina vernier	-
$p_s$	Número de pares de polos do enrolamento do estator na máquina vernier	-
$q$	Número de ranhuras por polo por fase da máquina	-
$RecPM$	Fator de redução da largura tangencial do ímã na máquina a ímãs superficiais	-
$rel$	Relação de entreferro máximo para entreferro mínimo	-
$R_{es}$	Raio externo do estator	mm
$R_g$	Raio do entreferro	mm
$R_{ri}$	Raio interno do rotor	mm
$R_{is}$	Raio interno do estator	mm
$R_{re}$	Raio externo do rotor	mm
$sd$	Profundidade da ranhura	mm
$sf$	Fator de preenchimento da ranhura	-
$S_{ran}$	Seção de uma ranhura	(mm <sup>2</sup> )
$w$	Abertura da ranhura	mm
$W_m$	Largura do ímã na direção radial para as máquinas de ímãs <i>spoke</i>	mm
$W_{pp\_Rri}$	Largura da peça polar no raio Rri para o gerador 2	mm

$W_{pp\_Rre}$	Largura da peça polar no raio Rre para o gerador 2	mm
$Z$	Número total de condutores na armadura	-
$\alpha_{me}$	Largura angular do ímã na direção de magnetização no raio externo do rotor para a máquina vernier	rad
$\alpha_{mi}$	Largura angular do ímã na direção de magnetização no raio interno do rotor para a máquina vernier	rad
$\alpha_{ppe}$	Largura angular da peça polar na direção tangencial no raio externo do rotor para a máquina vernier	rad
$\alpha_{ppi}$	Largura angular da peça polar na direção tangencial no raio interno do rotor para a máquina vernier	rad
$\alpha_{dfr}$	Largura angular de um dente no fundo da ranhura para a máquina vernier	rad
$\alpha_{dtr}$	Largura angular de um dente no topo da ranhura para a máquina vernier	rad
$\alpha_{ran}$	Passo de ranhura	rad
$\tau_p$	Passo polar	rad

#### Variáveis e parâmetros elétricos, magnéticos e mecânicos

Símbolo	Nome	Unidade
$B_{ag}$	Indução magnética no entreferro	(T)
$B_{ag\_max}$	Indução magnética máxima no entreferro	(T)
$B_{ag\_min}$	Indução magnética mínima no entreferro	(T)
$B_d$	Indução magnética num dente	(T)
$B_{yr}$	Indução magnética na coroa do rotor	(T)
$B_{ys}$	Indução magnética na coroa do estator	(T)
$DP$	Densidade de potência	(W/kg)
$E_f$	Valor eficaz da força eletromotriz fase-neutro	(V)
$E_{1f}$	Valor eficaz componente fundamental da força eletromotriz fase-neutro	(V)
$f$	Frequência	(Hz)
$J_{fio}$	Densidade de corrente de um fio de cobre	(A/mm <sup>2</sup> )
$L_d$	Indutância síncrona de eixo direto	(H)
$L_{end}$	Indutância de cabeça de bobina por fase	(H)
$L_{2fs\_max}$	Valor máximo da indutância própria de duas	(H)

	fases em série	
$L_{2fs\_min}$	Valor mínimo da indutância própria de duas fases em série	(H)
$L_q$	Indutância síncrona de eixo em quadratura	(H)
$L_s$	Indutância síncrona	(H)
$n_m$	Velocidade mecânica de rotação	(rpm)
$P_{cu}$	Perdas no cobre	(W)
$P_{fe}$	Perdas no ferro	(W)
$P_{saida}$	Potência de saída	(W)
$R_f$	Resistência do enrolamento de uma fase na temperatura de operação do enrolamento	( $\Omega$ )
$TRV$	Torque por unidade de volume do rotor	Nm/m <sup>3</sup>
$V_f$	Valor eficaz da tensão fase-neutro com carga	(V)
$V_{If}$	Valor eficaz da componente fundamental da tensão fase-neutro com carga	(V)
$\delta$	Ângulo de carga	(graus)
$\eta$	Rendimento	(%)
$\lambda_{bob\_max}$	Valor máximo do enlace de fluxo de uma bobina	Wb-esp

#### Variáveis e parâmetros térmicos

Símbolo	Nome	Unidade
$h_{conv\_nat}$	Coefficiente de transferência de calor por convecção natural nas máquinas de rotor interno e externo	(W/m <sup>2</sup> /K)
$h_{conv\_for}$	Coefficiente de transferência de calor por convecção forçado	(W/m <sup>2</sup> /K)
$h_{est}$	Coefficiente de transferência de calor por convecção natural nas máquinas de rotor externo em Ris	(W/m <sup>2</sup> /K)
$h_{rot}$	Coefficiente de transferência de calor por convecção natural nas máquinas de rotor externo em Rre	(W/m <sup>2</sup> /K)
$Nu_{estator}$	Número de Nusselt nas máquinas de rotor externo em Ris	-
$Nu_{rotor}$	Número de Nusselt nas máquinas de rotor externo em Rre	-
$Nu_{ent}$	Número de Nusselt nas máquinas de rotor externo no entreferro	-
$Pr$	Número de Prant	-



$Ta$	Número de Taylor	-
$T_{amb}$	Temperatura ambiente	°C
$\lambda_{ar}$	Condutividade térmica do ar	(W/m/K)
$\lambda_{bob}$	Condutividade térmica da bobina	(W/m/K)
$\lambda_{carter}$	Condutividade térmica da carcaça	(W/m/K)
$\lambda_{fe\_estator}$	Condutividade térmica da chapa de ferro	(W/m/K)
$\lambda_{cul\_carter}$	Condutividade térmica de contato chapa de ferro - carcaça	(W/m/K)
$\lambda_i$	Condutividade térmica do isolante	(W/m/K)



## Sumário

1 INTRODUÇÃO.....	39
1.1 INTRODUÇÃO GERAL .....	39
1.2 MOTIVAÇÃO.....	40
1.3 TOPOLOGIAS DE MÁQUINAS SÍNCRONAS COM ÍMÃS PERMANENTES PARA MICROGERAÇÃO EÓLICA .....	42
1.3.1 Máquina com ímãs permanentes de superfície de rotor interno .....	43
1.3.2 Máquina com ímãs permanentes de superfície de rotor externo.....	43
1.3.3 Máquina com ímãs permanentes enterrados ( <i>spoke</i> ) de rotor interno.....	44
1.3.4 Máquina com ímãs permanentes enterrados ( <i>spoke</i> ) de rotor externo .....	44
1.3.5 Máquina vernier com ímãs permanentes superficiais	44
1.3.6 Máquina vernier com ímãs permanentes com concentração de fluxo.....	45
1.4 OBJETIVOS GERAIS E ESPECÍFICOS.....	46
1.4.1 Objetivo geral .....	46
1.4.2 Objetivos específicos .....	46
1.5 ESTRUTURA DA TESE .....	47
2 OTIMIZAÇÃO DE DISPOSITIVOS ELETROMAGNÉTICOS .....	49
2.1 CONCEITOS GERAIS DE OTIMIZAÇÃO .....	49
2.2 SISTEMA DE OTIMIZAÇÃO UTILIZADO .....	50
2.3 <i>SOFTWARES</i> UTILIZADOS NO SISTEMA DE OTIMIZAÇÃO.....	52
2.3.1 <i>Softwares</i> utilizados para a construção do MDOO ....	52
2.3.2 <i>Framework</i> CADES .....	52
2.4 ESPECIFICAÇÕES E RESTRIÇÕES .....	57
2.5 PARÂMETROS DE DESEMPENHO DE GERADORES SÍNCRONOS COM ÍMÃS PERMANENTES .....	58

2.5.1 Cogging torque.....	59
2.5.2 Ondulação de torque com carga .....	60
2.5.3 Regulação de tensão .....	60
2.5.4 Densidade de potência.....	61
2.5.5 Volume ocupado pela máquina .....	61
2.5.6 Relação entre torque e volume de rotor (TRV) .....	62
2.5.7 Custo de material ativo.....	63
2.6 GERADOR COM ÍMÃS PERMANENTES DE NdFeB DE SUPERFÍCIE UTILIZADO COMO REFERÊNCIA .....	63
2.6.1 Seleção do número de polos .....	64
2.6.2. Outros aspectos considerados.....	65
2.6.3 Verificação da máquina de referência por meio de análise de elementos finitos .....	67
2.7. CONCLUSÕES DO CAPÍTULO 2 .....	74
3 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DE MÁQUINAS COM ÍMÃS PERMANENTES DE FERRITE .....	75
3.1 TOPOLOGIAS DE GERADORES COM ÍMÃS PERMANENTES DE FERRITE .....	75
3.2 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DA MÁQUINA COM ÍMÃS PERMANENTES DE SUPERFÍCIE DE ROTOR INTERNO COM $q$ INTEIRO .....	84
3.2.1 SUBMODELO GEOMÉTRICO .....	84
3.2.2 SUBMODELOS MAGNÉTICOS.....	85
3.2.3 SUBMODELO ELÉTRICO .....	88
3.2.4 SUBMODELO ECONÔMICO .....	92
3.2.5 SUBMODELO TÉRMICO .....	92
3.3 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DA MÁQUINA COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE $q$ INTEIRO .....	95
3.3.1 SUBMODELO GEOMÉTRICO .....	95

3.3.2 SUBMODELOS MAGNÉTICOS .....	96
3.3.3 SUBMODELO ELÉTRICO .....	107
3.3.4 SUBMODELO ECONÔMICO .....	109
3.3.5 SUBMODELO TÉRMICO .....	109
3.4 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DA MÁQUINA COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR INTERNO E $q$ FRACIONÁRIO.....	109
3.4.1 SUBMODELO GEOMÉTRICO .....	109
3.4.2 SUBMODELOS MAGNÉTICOS .....	110
3.4.3 SUBMODELO ELÉTRICO .....	120
3.4.4 SUBMODELO ECONÔMICO .....	120
3.4.5 SUBMODELO TÉRMICO .....	120
3.5 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DA MÁQUINA COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR EXTERNO E $q$ FRACIONÁRIO.....	120
3.5.1 SUBMODELO GEOMÉTRICO .....	120
3.5.2 SUBMODELOS MAGNÉTICOS .....	122
3.5.3 SUBMODELO ELÉTRICO .....	129
3.5.4 SUBMODELO ECONÔMICO .....	129
3.5.5 SUBMODELO TÉRMICO .....	129
3.6 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DA MÁQUINA VERNIER COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR EXTERNO E $q$ FRACIONÁRIO .....	130
3.6.1 SUBMODELO GEOMÉTRICO .....	131
3.6.2 SUBMODELOS MAGNÉTICOS .....	132
3.6.3 SUBMODELO ELÉTRICO .....	138
3.6.4 SUBMODELO ECONÔMICO .....	138
3.6.5 SUBMODELO TÉRMICO .....	138

3.7 CONCLUSÕES DO CAPÍTULO 3 .....	138
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO .....	141
4.1 PROJETO ÓTIMO DO GERADOR COM ÍMÃS PERMANENTES SUPERFICIAIS DE ROTOR INTERNO (GERADOR 1 – G1).....	141
4.1.1 Especificações, restrições e resultados da otimização .....	141
4.1.2 Análise e verificação da máquina por meio de EFCAD .....	144
4.1.3 Análise da influência do número de polos no desempenho da máquina. ....	152
4.1.4 Consideração de outros aspectos construtivos.....	153
4.1.5 Comparação entre o G1 de 16 polos e o GR de 22 polos.....	155
4.1.6 Conclusões em relação à máquina de NdFeB .....	159
4.2 PROJETO ÓTIMO DO GERADOR COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR INTERNO DE $q=1$ (GERADOR 2 – G2) .....	159
4.2.1 Especificações, restrições e resultados da otimização .....	160
4.2.2 Análise e verificação da máquina por meio de EFCAD .....	162
4.2.2.4 Verificação das perdas no ferro a plena carga .....	167
4.2.3 Análise da influência do número de polos no desempenho da máquina .....	169
4.2.4 Consideração de outros aspectos construtivos.....	170
4.2.5 Comparação entre o G2 de 24 polos e o GR de 22 polos.....	173
4.2.6 Conclusões em relação à máquina de NdFeB .....	176
4.3 PROJETO ÓTIMO DO GERADOR COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR INTERNO COM $q=0,75$ (GERADOR 3 – G3).....	176

4.3.1 Especificações, restrições e resultados da otimização .....	177
4.3.2 Análise e verificação da máquina por meio de EFCAD .....	179
4.3.3 Análise da influência do número de polos no desempenho da máquina .....	187
4.3.4 Consideração de outros aspectos construtivos .....	187
4.3.5 Comparação entre o G3 de 24 polos e o GR de 22 polos .....	191
4.3.6 Conclusões em relação à máquina de NdFeB .....	193
4.4 PROJETO ÓTIMO DO GERADOR COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO FLUXO DE ROTOR EXTERNO COM $q=0,75$ (GERADOR 4 – G4) .....	194
4.4.1 Especificações, restrições e resultados da otimização .....	194
4.4.2 Análise e verificação da máquina por meio de EFCAD .....	196
4.4.3 Análise da influência do número de polos no desempenho da máquina .....	202
4.4.4 Consideração de outros aspectos construtivos .....	204
4.4.5 Comparação entre o G4 de 28 polos e o GR de 22 polos .....	206
4.4.6 Conclusões em relação à máquina de NdFeB .....	208
4.5 PROJETO ÓTIMO DO GERADOR VERNIER COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR EXTERNO COM $q=0,75$ (GERADOR 5 – G5) .....	209
4.5.1 Especificações, restrições e resultados da otimização .....	209
4.5.2 Análise e verificação da máquina por meio de EFCAD .....	211
4.5.3 Análise da influência do número de polos no desempenho da máquina .....	218
4.5.4 Consideração de outros aspectos construtivos .....	219

4.5.5 Comparação entre o G5 16/56 e o GR de 22 polos .	221
4.5.6 Conclusões em relação ao GR.....	223
4.6 CONCLUSÕES GERAIS DO CAPÍTULO 4.....	225
5 CONCLUSÕES.....	227
REFERÊNCIAS .....	229
APÊNDICE A – MODELO GEOMÉTRICO DAS MÁQUINAS COM ÍMÃS PERMANENTES DE FERRITE .....	235
A.1 Máquina com ímãs permanentes superficiais de rotor interno de uma ranhura por polo por fase (gerador 1).....	235
A.2 Máquina a ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de uma ranhura por polo por fase (gerador 2) .....	237
A.3 Máquina com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de 0,75 ranhura por polo por fase (gerador 3) .....	240
A.4 Máquina com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhuras por polo por fase (gerador 4) .....	240
A.5 Máquina vernier com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de uma ranhura por polo por fase (gerador 5).....	243
APÊNDICE B – MODELO MAGNÉTICO DAS MÁQUINAS COM ÍMÃS PERMANENTES DE FERRITE .....	249
B.1 Máquina a ímãs permanentes superficiais de rotor interno de uma ranhura por polo por fase (gerador 1).....	249
B.2 Máquina com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de uma ranhura por polo por fase (gerador 2) .....	250
B.3 Máquina a ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de 0,75 ranhuras por polo por fase (gerador 3) .....	254
B.4 Máquina a ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhura por polo por fase (gerador 4) .....	262
B.5 Máquina vernier a ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhura por polo por fase (gerador 5) .....	268



APÊNDICE C – MODELO TÉRMICO DAS MÁQUINAS COM ÍMÃS PERMANENTES DE FERRITE .....	281
C.1 Máquinas com ímãs permanentes de rotor interno (G1, G2 e G3).....	281
C.2 Máquinas com ímãs permanentes de rotor externo (G4 e G5).....	285
ANEXO A – CARACTERÍSTICAS DOS ÍMÃS PERMANENTES.....	293



## 1 INTRODUÇÃO

Inicialmente será descrito brevemente o contexto da microgeração eólica, estabelecendo a motivação da tese, bem como da abordagem utilizada para a modelagem das máquinas propostas. Na sequência, uma revisão de trabalhos prévios referente a topologias de máquinas síncronas com ímãs permanentes será apresentada. Por fim, os objetivos gerais e específicos da tese, bem como sua estrutura serão apresentados.

### 1.1 INTRODUÇÃO GERAL

A participação da energia eólica na matriz energética Brasileira vem ganhando espaço ano após ano e até finais de 2015, 3,5% da energia elétrica gerada no país provinha de aerogeradores, colocando a energia eólica no terceiro lugar entre as fontes de energia renováveis com maior participação no Brasil (GLOBAL WIND ENERGY COUNCIL, 2015).

Conforme a Resolução Normativa ANEEL nº 482/2012 (ANEEL, 2012), o consumidor pode gerar sua própria energia elétrica a partir de fontes renováveis, e mesmo fornecer a energia excedente para a rede de distribuição. Esta resolução inclui a microgeração, para potências instaladas menores que 75 kW, e a minigeração, para potências instaladas maiores que 75 kW e menores de 5 MW. Isto possibilita uma inserção ainda maior de fontes de geração eólicas, onde pequenas unidades consumidoras podem passar a se tornar geradores de energia elétrica.

Com o intuito de tornar a geração eólica atrativa em relação a outras formas de geração, é preciso dispor de geradores de elevada eficiência e com custo competitivo. Por causa da reduzida velocidade das turbinas eólicas, o acoplamento do gerador com a turbina normalmente requer a utilização de uma caixa de engrenagem, o que incrementa o custo, bem como introduz mais um elemento mecânico sujeito a desgaste e que requer manutenção, além do incremento do ruído inerente a geradores de elevada rotação (GRAUERS, 1996). Como alternativa aos geradores assíncronos de elevada rotação com rotor bobinado estão os geradores síncronos com ímãs permanentes, que possibilitam a construção de máquinas com elevado número de polos, dispensando o uso de *gearbox* e apresentando elevado rendimento.

## 1.2 MOTIVAÇÃO

Dentro do conceito de microgeração distribuída, a utilização de microaerogeradores supriria a demanda de energia de pequenos consumidores rurais e mesmo de consumidores residenciais, permitindo desse modo aliviar a carga da sua rede elétrica. Isto é muito interessante, sobretudo em áreas rurais afastadas dos grandes centros de geração. Do ponto de vista da concessionária, a construção de redes de distribuição para o abastecimento de energia de pequenos consumidores situados em áreas distantes da rede primária não é atrativa financeiramente. Do ponto de vista do usuário, a utilização de microaerogeradores permite gerar sua própria energia e com isso reduzir seu gasto com energia elétrica.

Nessa faixa de potência, geradores síncronos com ímãs permanentes com acoplamento direto apresentam a vantagem de elevado rendimento e a eliminação do multiplicador de velocidade (*gearbox*), reduzindo o custo total do aerogerador e melhorando sua confiabilidade pela eliminação de um componente mecânico que requereria manutenção. No entanto, o elevado custo dos ímãs de terras raras, sobretudo do NdFeB, tem retraído a sua utilização nestas máquinas, e a utilização de ímãs de ferrite de baixo custo e ampla disponibilidade se mostra uma alternativa interessante para o projeto destes pequenos geradores.

O projeto ótimo de máquinas elétricas requer o acoplamento de um algoritmo de otimização (AO), estocástico ou determinístico, com um Modelo de Dimensionamento Orientado à Otimização (MDOO).

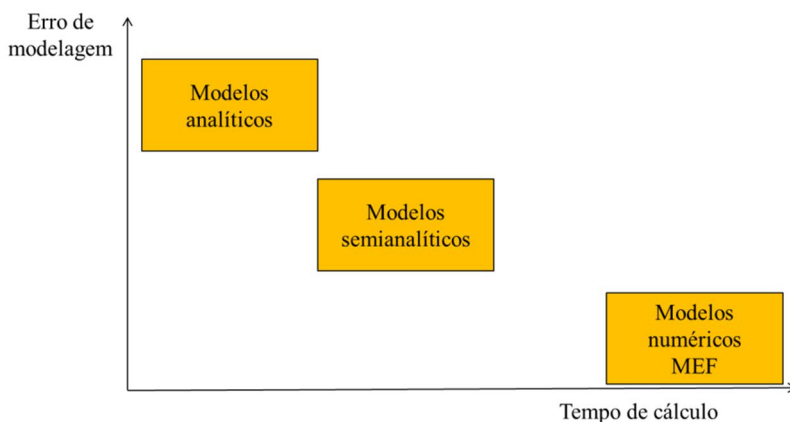
O AO permite, por meio de um processo iterativo, encontrar os parâmetros de entrada da máquina que atendam uma dada função objetivo pré-estabelecida ao mesmo tempo que todas as restrições impostas sejam atendidas. Os AOs determinísticos apresentam a vantagem de requerer reduzido tempo para convergirem quando comparados aos AOs estocásticos, embora precisem de valores iniciais para o processo de otimização (NOCEDAL; WRIGHT, 1999).

O MDOO compreende diversos submodelos de diferentes disciplinas, quais sejam: magnético, elétrico, térmico e econômico da máquina a ser otimizada. A precisão do submodelo magnético, que pode ser analítico, semianalíticos ou numérico (baseado em elementos finitos), afeta tanto a qualidade dos resultados da otimização como o tempo necessário para obtê-los. Conforme ilustra a Fig. 1.1, na qual é representado o erro de modelagem versus tempo de cálculo para cada modelo, constata-se que os modelos semianalíticos apresentam um bom

compromisso entre erro de modelagem e tempo de cálculo (SESANGA, 2011).

Quando modelos semianalíticos são acoplados a um algoritmo de otimização determinístico baseado em gradientes, a solução ótima é atingida com reduzido tempo de cálculo, sendo, portanto, adequado para o projeto ótimo de geradores síncronos (DELINCHANT et al., 2007).

Figura 1.1 - Erro de modelagem versus tempo de cálculo de modelos analíticos, semianalíticos e numéricos.



Fonte: Adaptado de Sesanga (2011).

Nesta tese, o sistema de otimização utilizado para a realização do projeto ótimo dos geradores propostos emprega um algoritmo determinístico de otimização e um MDOO formado por submodelos analíticos e semianalíticos, conforme descrito no Capítulo 2.

Diversas topologias de geradores síncronos com ímãs permanentes são encontradas na literatura, a maior parte delas projetadas com ímãs superficiais de NdFeB. Uma revisão de trabalhos anteriores que propuseram o uso de ferrite em lugar daqueles de NdFeB no projeto destas máquinas permitiu selecionar as topologias mais adequadas e que apresentassem melhor custo/benefício.

### 1.3 TOPOLOGIAS DE MÁQUINAS SÍNCRONAS COM ÍMÃS PERMANENTES PARA MICROGERAÇÃO EÓLICA

O mercado dos microaerogeradores tem como alvo pequenos consumidores residenciais e rurais, sobretudo em áreas rurais distantes da rede de abastecimento elétrica. Estas máquinas precisam ter reduzido custo para serem competitivas, e o aumento do preço do NdFeB não tem favorecido a inserção destes pequenos geradores na matriz elétrica brasileira.

Na literatura são encontradas várias publicações analisando e propondo topologias de microgeradores. Bumby e Martin (2015) apresentaram o projeto de um aerogerador de 2 kW/500 rpm de fluxo axial utilizando ímãs de NdFeB. As principais vantagens que os autores constataram dessa máquina de fluxo axial foi a facilidade de construção, a ausência de *cogging torque* e rendimento maior que 90%. Chirca et al. projetaram um microaerogerador de fluxo axial e um microaerogerador de fluxo radial, ambos utilizando ímãs de ferrite com custos de material ativo semelhantes, destacando também o menor custo de fabricação da máquina de fluxo axial quando comparada à máquina de fluxo radial (CHIRCA et al., 2015). Carlson et al. apresentaram o projeto ótimo de um aerogerador síncrono com ímãs permanentes de NdFeB de fluxo radial de 3 kW/350 rpm utilizando um modelo semianalítico baseado em redes de relutâncias (CARLSON et al., 2012) e Kolzer realizou a verificação experimental do desempenho desta máquina quando ligada a uma carga resistiva através de uma ponte retificadora trifásica, constatando boa concordância com os resultados obtidos por meio de análise de elementos finitos (KOLZER et al., 2014). Jang et al. apresentaram o projeto e a verificação experimental de uma máquina de 1,5 kW/300 rpm de fluxo radial com ímãs permanentes de ferrite de superfície sem ranhuras (JANG et al., 2012). Nesse trabalho, os autores constataram uma queda no rendimento da máquina quando utilizaram ímãs ferrite no lugar dos de NdFeB.

Embora o principal argumento a favor das máquinas de fluxo axial seja o menor custo do processo de produção pelo fato de permitir a sua construção de maneira artesanal, a máquina com ímãs permanentes de fluxo radial se beneficia do fato de poderem ser construídas utilizando equipamento disponíveis para a construção de outras máquinas elétricas, como os motores de indução, reduzindo o custo quando construídas em escala industrial. Do ponto de vista térmico, máquinas de fluxo radial apresentam melhores condições de eliminação de calor, sobretudo na topologia de rotor interno (HENDERSHOT;

MILLER, 2010). Estes motivos parecem suficientes para tornar a topologia de máquina de fluxo radial vantajosa para sua utilização em pequenos aerogeradores, justificando, portanto, o fato de serem consideradas nesta tese somente máquinas de fluxo radial. Na sequência serão apresentadas diversas topologias de máquinas com ímãs permanentes de fluxo radial.

### **1.3.1 Máquina com ímãs permanentes de superfície de rotor interno**

Por causa da simplicidade construtiva, esta é uma das topologias mais utilizadas no projeto de máquinas com ímãs permanentes de NdFeB. Por causa da reduzida velocidade de rotação, os ímãs são colados diretamente na superfície do rotor, não requerendo, portanto, nenhum sistema dedicado para sua fixação no rotor. Jang et al. constataram numa máquina de 1,5 kW, 300 rpm e 314 mm de diâmetro externo, que a utilização de ferrite no lugar de NdFeB resulta numa máquina com rendimento significativamente menor que a de NdFeB, por causa do maior comprimento axial requerido na máquina projetada com ferrite (JANG et al., 2012). Nesse artigo, os autores não informaram o custo nem a massa de material ativo das máquinas comparadas.

### **1.3.2 Máquina com ímãs permanentes de superfície de rotor externo**

Esta topologia é amplamente utilizada na construção de pequenos motores para ventilação de computadores, mas projetos de máquinas de rotor externo de maior potência utilizando ferrite no lugar de NdFeB não são tão usuais. Um dos poucos trabalhos que propuseram esta topologia é o trabalho de Petrov e Pyrhönen (2013), que demonstraram sua viabilidade para aplicações de ventilação industrial, onde se constatou que a máquina com ímãs superficiais de rotor externo possui maior rendimento que o motor de indução da faixa dos 5 kW. No entanto, do mesmo modo como acontece com a máquina de rotor interno, a máquina com ímãs superficiais de ferrite resulta numa máquina de rendimento significativamente menor que o rendimento de uma máquina com ímãs de NdFeB.

### 1.3.3 Máquina com ímãs permanentes enterrados (*spoke*) de rotor interno

Há diversas variantes na topologia de máquinas com ímãs enterrados, algumas das quais permitem a concentração de fluxo, como a topologia de ímãs em V ou a topologia de ímãs *spoke*. O fato de os ímãs ficarem inseridos no material ferromagnético torna esta topologia menos susceptível à desmagnetização e são, portanto, utilizadas mesmo quando não se requer concentração de fluxo, no caso de se utilizar NdFeB (HENDERSHOT; MILLER, 2010). A topologia de ímãs *spoke* possibilita concentrar o fluxo no entreferro, permitindo assim obter valores adequados de indução magnética no entreferro, mesmo quando utilizados ímãs de reduzida indução remanente, como a ferrite. Chirca et al. demonstraram que o custo de material ativo de um microaerogerador de fluxo radial *spoke* é menor que o de uma máquina de igual potência de fluxo axial, ambas projetadas utilizando ímãs de ferrite (CHIRCA et al., 2015). Quando comparado ao custo de material ativo de uma máquina com ímãs superficiais de NdFeB, espera-se que a máquina de ferrite com concentração de fluxo apresente menor custo devido ao menor preço da ferrite.

### 1.3.4 Máquina com ímãs permanentes enterrados (*spoke*) de rotor externo

Esta topologia facilita a instalação das pás da turbina eólica no rotor, e foi proposta por Li et al. (2015). Para máquinas com reduzido número de polos, esta topologia tende a apresentar reduzido efeito de concentração de fluxo no entreferro e não é conveniente utilizá-la.

### 1.3.5 Máquina vernier com ímãs permanentes superficiais

Todas as máquinas consideradas até agora têm em comum a igualdade entre o número de polos do rotor ( $P_r$ ) e o número de polos do enrolamento do estator ( $P_s$ ). Isto é, o torque eletromagnético gerado surge da sincronização da componente fundamental do campo magnético do rotor com a componente fundamental do campo magnético produzido pelas correntes nos enrolamentos do estator.

Na máquina vernier, a geração de torque eletromagnético também requer que o campo do rotor se sincronize com o campo do estator. Entretanto, o fato de  $P_r$  ser diferente de  $P_s$ , exige que o campo do rotor seja modulado de modo a apresentar igual número de polos que o do



estator. Isto é, o funcionamento da máquina vernier com ímãs permanentes se baseia na modulação dos campos magnéticos produzidos pelos ímãs permanentes do rotor e pelas correntes do estator, efeito análogo ao observado nas engrenagens magnéticas coaxiais (NEVES; FLORES, 2014). Para que o efeito de modulação de fluxo magnético tenha lugar, a máquina vernier com ímãs permanentes possui ranhuras abertas, de modo a agirem como moduladoras de fluxo magnético.

A máquina vernier com ímãs permanentes de superfície tem sido proposta utilizando ímãs de NdFeB, onde são utilizados ímãs de reduzida espessura para maximizar o efeito de modulação de fluxo e desse modo aumentar a FEM induzida. No entanto, constatou-se que a principal desvantagem associada a esta máquina é seu baixo fator de potência, elevando o custo do conversor utilizado (KIM; LIPO, 2014).

A substituição do NdFeB por ferrite resulta num incremento significativo da indutância da máquina, que poderia ser compensado com um incremento da espessura dos ímãs. Entretanto, conforme constatado por Kim e Lipo (2014), um aumento expressivo da espessura dos ímãs levaria a uma redução significativa da FEM gerada, fazendo, portanto, que a máquina vernier com ímãs superficiais de ferrite não seja vantajosa.

### **1.3.6 Máquina vernier com ímãs permanentes com concentração de fluxo**

O baixo fator de potência da máquina vernier com ímãs permanentes superficiais levou à procura de novas topologias de máquinas vernier com ímãs permanentes. Li et al. (2014) propuseram uma máquina vernier com ímãs permanentes com concentração do fluxo de duplo estator, que possibilitou obter um elevado fator de potência por causa da melhor utilização dos ímãs. Kim e Lipo (2016) analisaram esta estrutura de máquina vernier, concluindo que, mesmo para a estrutura com duplo estator, para ter elevado fator de potência, era preciso utilizar valores reduzidos de ranhuras por polo por fase,  $q$ . Nesse trabalho, os autores constataram fatores de potência de 0,90 e 0,75 para  $q = 1$  e  $q = 2$ , respectivamente, quando as máquinas foram projetadas utilizando NdFeB. Du e Lipo demonstraram que esta mesma estrutura de máquina vernier com concentração de fluxo de duplo estator pode ser utilizada com ímãs de ferrite, constatando valores de ondulação de torque da ordem de 20% (DU; LIPO, 2015). Já Li et al. compararam uma máquina convencional com ímãs permanentes de rotor externo e concentração de fluxo com uma máquina vernier com ímãs permanentes de rotor externo

e concentração de fluxo, ambas com  $q = 0,75$  e utilizando NdFeB (LI et al., 2015). Nesse trabalho os autores constataram maior densidade de potência na máquina vernier em relação à máquina convencional. No entanto, o fato de ter sido considerada uma máquina convencional de rotor externo de reduzido número de polos sugere que ela não seja uma máquina ótima quanto ao número de polos, não sendo, portanto, uma boa máquina de referência. Os autores também não analisaram o efeito de substituir os ímãs de NdFeB por ferrite na estrutura proposta.

Tanto a estrutura de duplo estator quanto a de estator simples parecem promissoras para serem concebidas com ímãs de ferrite. Em virtude da maior simplicidade da topologia de entreferro simples, que resulta em menor custo do processo de produção, esta topologia parece ser mais adequada quando se deseja uma máquina de baixo custo e competitiva em relação à máquina com ímãs superficiais de NdFeB. Além disso, por causa do reduzido valor de  $q$ , a relação de  $P_r/P_s$  desta máquina não é elevada, então não são esperados aumentos muito significativos no valor da reatância síncrona desta máquina.

## 1.4 OBJETIVOS GERAIS E ESPECÍFICOS

Serão apresentados a seguir os objetivos gerais e específicos deste trabalho.

### 1.4.1 Objetivo geral

Elaboração do Modelo de Dimensionamento Orientado à Otimização (MDOO) de pequenos geradores síncronos com ímãs permanentes de ferrite.

### 1.4.2 Objetivos específicos

- Desenvolvimento dos submodelos magnéticos por meio de redes de relutância.
- Desenvolvimento de submodelos térmicos utilizando circuitos equivalentes.
- Desenvolvimento do projeto ótimo de geradores síncronos com ímãs de ferrite de elevado desempenho.
- Validação do projeto ótimo dos geradores síncronos projetados por meio de *software* de elementos finitos.

- Análise comparativa do desempenho das topologias de máquinas com ímãs de ferrite propostas nesta tese usando como referência o projeto ótimo de uma máquina com ímãs de NdFeB.

## 1.5 ESTRUTURA DA TESE

No Capítulo 1 são apresentados a motivação e os objetivos da tese, bem como uma revisão dos principais trabalhos relativos a máquinas com ímãs permanentes utilizando ferrite para microaerogeradores síncronos. No Capítulo 2 são apresentados o sistema de otimização utilizado para o projeto ótimo e os *softwares* utilizados. Neste capítulo são também definidos os parâmetros de desempenho utilizados para avaliar as máquinas de ferrite. Por fim, a máquina de NdFeB utilizada como referência é definida. No Capítulo 3 são apresentados os modelos de dimensionamento orientados à otimização utilizados para realizar o projeto ótimo de cinco topologias de máquinas síncronas com ímãs permanentes de ferrite. Os detalhes referentes aos submodelos geométrico, magnéticos e térmico são apresentados nos Apêndices A, B e C, respectivamente. No Capítulo 4, as dimensões do projeto ótimo das máquinas utilizando os modelos descritos no Capítulo 3 são apresentados e seu desempenho é validado por meio de um *software* de elementos finitos. Por fim, no Capítulo 5 são apresentadas as conclusões desta tese.



## 2 OTIMIZAÇÃO DE DISPOSITIVOS ELETROMAGNÉTICOS

Primeiramente será apresentada uma breve introdução do conceito de otimização. Na sequência, apresentar-se-á o sistema de otimização escolhido para a otimização das máquinas com ímãs permanentes abordadas nesta tese, bem como os *softwares* utilizados para a otimização. Em seguida, serão estabelecidas as especificações, restrições e parâmetros de desempenho das máquinas a serem otimizadas ao longo desta tese. Por fim, será realizado o projeto ótimo de uma máquina de NdFeB que será utilizada como referência no que diz respeito a massa e custo de material ativo. O desempenho desta máquina será validado por meio de um software de análise por elementos finitos.

### 2.1 CONCEITOS GERAIS DE OTIMIZAÇÃO

Do ponto de vista matemático, a otimização consiste na maximização ou minimização de uma função cujas variáveis estão sujeitas a restrições (NOCEDAL; WRIGHT, 1999, p. 2). Assim, denominando de  $x$  um vetor de variáveis, conhecidas como incógnitas;  $f$  a função objetivo que depende de  $x$  e que se deseja maximizar ou minimizar; e  $c$  o vetor de restrições que as incógnitas devem satisfazer, o problema de otimização pode ser escrito como:

$$\begin{aligned} \min f(x) \text{ para} & \quad c_i(x) = 0, \quad i \in a; \\ x \in \mathbb{R}^n & \quad c_i(x) \geq 0, \quad i \in b; \end{aligned} \quad (2.1)$$

sendo  $f$  e cada  $c_i$  funções escalares e  $a$  e  $b$  são índices.

No caso de uma máquina elétrica, pode ser desejado otimizá-la para apresentar o menor custo de material ativo, isto é, a função objetivo é a minimização de custo de material ativo, para um diâmetro externo menor ou igual a  $D_{max}$ , por exemplo. Uma vez definidas a função objetivo e as restrições, um algoritmo de otimização irá achar a solução ótima do problema.

Os algoritmos de otimização são iterativos, isto é, começam o processo de otimização com um valor inicial e geram uma sequência de valores estimados melhorados até satisfazerem a solução. Eles podem ser determinísticos ou estocásticos. Os primeiros são de rápida convergência e são preferidos quando o modelo de otimização pode ser definido plenamente. No entanto, modelos que dependem de grandezas desconhecidas ou que podem variar conforme vários cenários ao longo do tempo, requerem a aplicação de algoritmos de otimização

estocásticos. Eles demandam elevado tempo de convergência, mas conseguem encontrar a solução ao problema de otimização em casos que um algoritmo de otimização determinístico não conseguiria.

Nesta tese, o conjunto formado pelo modelo e o algoritmo de otimização receberá o nome de sistema de otimização.

## 2.2 SISTEMA DE OTIMIZAÇÃO UTILIZADO

A Fig. 2.1 mostra o sistema de otimização de projeto utilizado para a otimização dos geradores síncronos com ímãs permanentes abordados nesta tese, composto pelo Modelo de Dimensionamento Orientado à Otimização (MDOO) e pelo algoritmo de otimização. Nesta tese será utilizado um algoritmo determinístico de otimização, conhecido como *Sequential Quadratic Programming* (SQP) (NOCEDAL; WRIGHT, 1999, p. 527). Para que o processo de otimização tenha lugar, o projetista deve fornecer valores iniciais das variáveis de entrada, que podem ser obtidos de um projeto não ótimo da máquina, ou de uma máquina semelhante. É preciso também estabelecer as restrições pertinentes ao projeto e a função objetivo que se deseja minimizar ou maximizar.

Este sistema de otimização efetua o projeto ótimo por meio do seguinte processo iterativo (DELINCHANT et al., 2007):

- (a) na primeira iteração, calcula-se, a partir dos valores iniciais, as saídas do modelo, bem como os seus gradientes que são utilizados pelo algoritmo de otimização;
- (b) após cada iteração, o algoritmo de otimização entrega um novo conjunto de entradas para o modelo;
- (c) o processo continua até que a função objetivo atinja o valor pré-estabelecido (máximo ou mínimo) com uma precisão dada, ao mesmo tempo que todas as restrições tenham sido respeitadas.

A Fig. 2.2 mostra as relações entre os diversos submodelos que compõem o MDOO, bem como suas diversas entradas e saídas. As características de cada submodelo variam de máquina para máquina e serão apresentadas no Capítulo 3 para cada topologia considerada nesta tese.

Figura 2.1 - Sistema de otimização utilizado para o projeto ótimo dos geradores síncronos com ímãs permanentes.

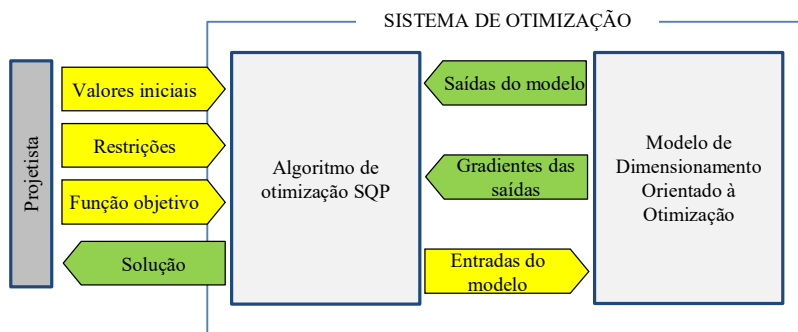
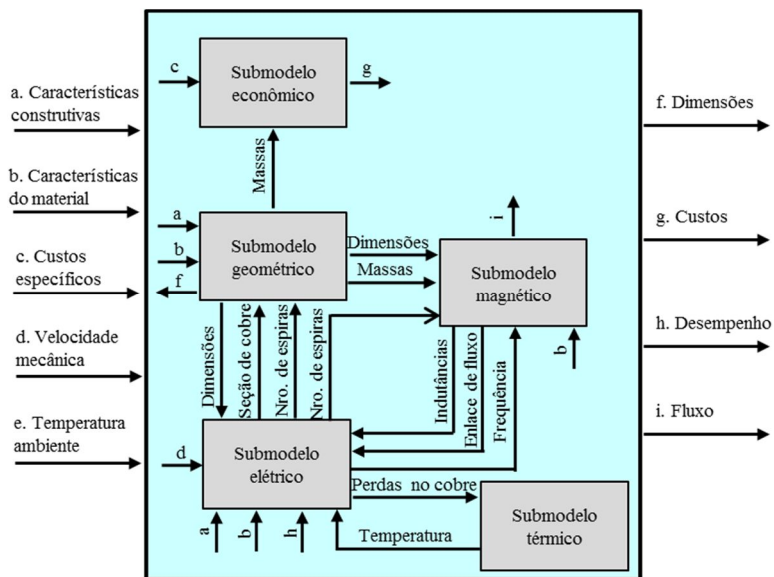


Figura 2.2 - Modelo de Dimensionamento Orientado à Otimização e as interações entre submodelos.



## 2.3 *SOFTWARES* UTILIZADOS NO SISTEMA DE OTIMIZAÇÃO

Os projetos ótimos das máquinas aqui abordadas foram efetuados com o auxílio de vários *softwares* que serão brevemente apresentados a seguir.

### 2.3.1 *Softwares* utilizados para a construção do MDOO

O MDOO está composto por vários submodelos que interagem fortemente entre si. Alguns deles são puramente analíticos, como é o caso do modelo geométrico, mas outros, como é o caso dos submodelos magnéticos, são semianalíticos e envolvem a resolução numérica de equações. A seguir serão apresentados dois *softwares* utilizados para a construção dos submodelos magnéticos e térmicos.

#### 2.3.1.1 Reluctool

Este *software* permite a construção dos submodelos magnéticos pela representação do circuito magnético da máquina utilizando redes de relutâncias. Ele possibilita modelar componentes ferromagnéticos da máquina através de relutâncias não lineares, o que envolve a resolução de sistemas de equações implícitas. Este submodelo é compilado e exportado para o ambiente CADES. A Fig. 2.3 mostra uma porção do submodelo de FEM de uma máquina em construção no Reluctool. Uma descrição completa deste *software* é dada em Du Peloux et al. (2006).

#### 2.3.1.2 Thermotool

O cálculo da distribuição de temperaturas na máquina é realizado por meio de um circuito térmico equivalente. Este é implementado com auxílio dos *softwares* PSIM e Thermotool (SESANGA, 2011). A Fig. 2.4 apresenta a rede de resistências e fontes térmicas de uma máquina síncrona com ímãs permanentes de rotor interno. Maiores detalhes do circuito térmico equivalente de cada máquina otimizada serão apresentados no Capítulo 3.

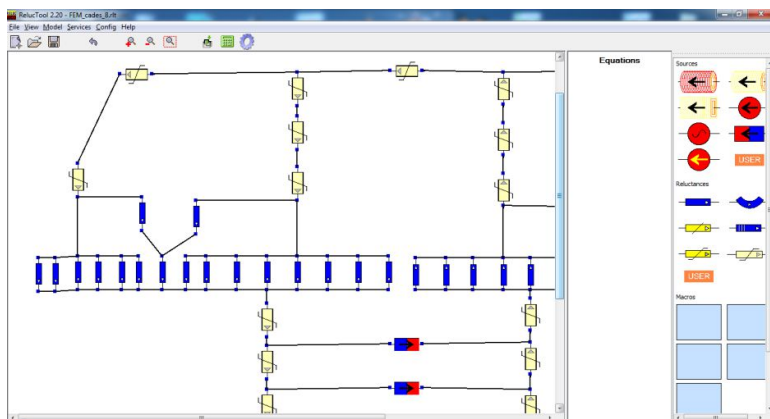
### 2.3.2 *Framework* CADES

O sistema de otimização apresentado na Fig. 2.1 foi implementado no *framework* CADES (DELINCHANT et al., 2007).



Nesta tese foi utilizada a versão 2.12, que apresenta os módulos ilustrados na Fig. 2.5 e que serão descritos a seguir.

Figura 2.3 – Interface gráfica do RelucTool mostrando parte de uma rede de relutâncias.



### 2.3.2.1 Módulo *Component Generator*

Neste módulo são escritas as diversas equações analíticas e semianalíticas em linguagem SML (*System Modeling Language*) que descrevem os diversos submodelos. A Fig. 2.6 mostra uma imagem da tela correspondente às equações utilizadas no cálculo das perdas no ferro de uma máquina com ímãs permanentes com peças polares. Após este arquivo com extensão .sml ser compilado, gera-se um arquivo com extensão .icar, que pode ser utilizado pelos módulos *Calculator* e *Optimizer*.

### 2.3.2.2 Módulo *Component Calculator*

Este módulo permite calcular as saídas do modelo global de dimensionamento a partir dos valores de entrada. Este módulo pode ser utilizado para validar o MDOO antes de ele ser utilizado para a otimização do dispositivo eletromagnético. Conforme ilustrado na Fig. 2.7, o *Component Calculator* também permite realizar análise paramétrica.

Figura 2.4 – Rede de resistências térmicas desenhada com auxílio do software PSim.

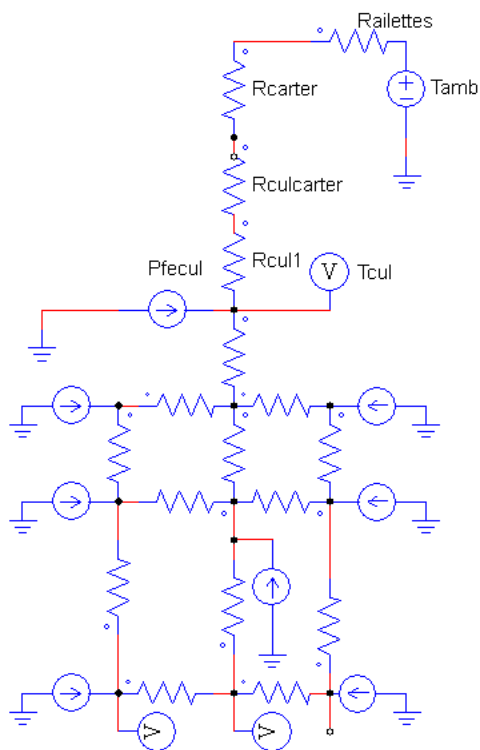
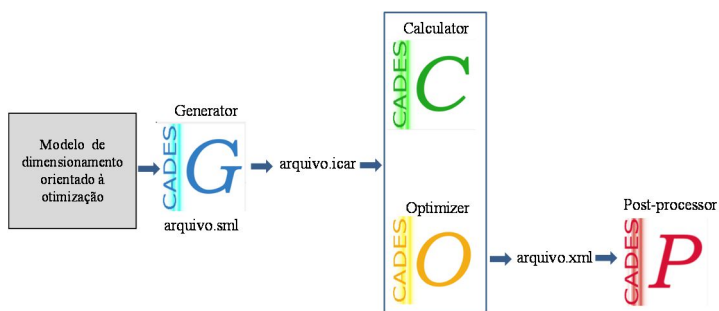


Figura 2.5 – Módulos do CADES.



Fonte: Adaptado de Sesanga (2011).

Figura 2.6 - Interface gráfica parcial do *Component Generator*.

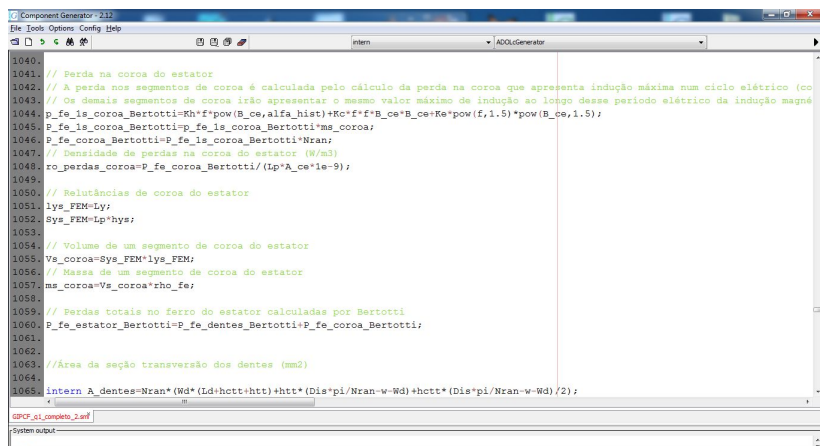
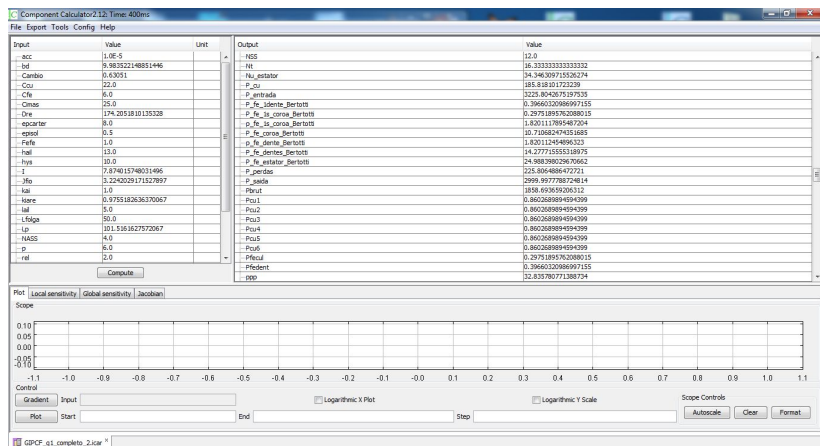


Figura 2.7 - Interface gráfica parcial do *Component Calculator*.



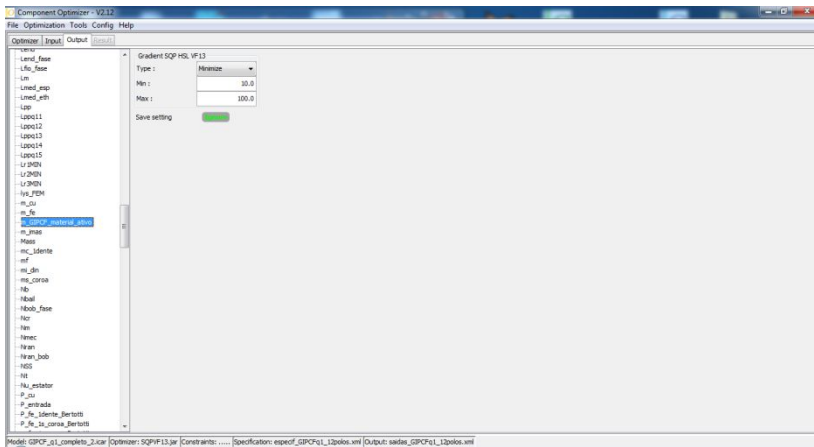
### 2.3.2.3 Módulo Component Optimizer

Neste módulo são realizadas as otimizações. Para isso, o projetista deve selecionar primeiramente o algoritmo a ser utilizado, as especificações principais do problema, as faixas de restrições nos parâmetros da máquina a ser otimizada, e a função objetivo. São gerados

arquivos em formato XML de saídas e especificações da máquina otimizada.

Como foi mencionado no Capítulo 1, a utilização de um algoritmo de otimização determinístico exige que um valor inicial dos parâmetros da máquina seja definido. Este valor inicial pode ser obtido a partir de um modelo analítico simplificado da máquina, ou dos parâmetros de uma máquina semelhante. A Fig. 2.8 apresenta a interface gráfica do *Component Optimizer*, mostrando que a função objetivo é a massa de material ativo, que se deseja minimizar.

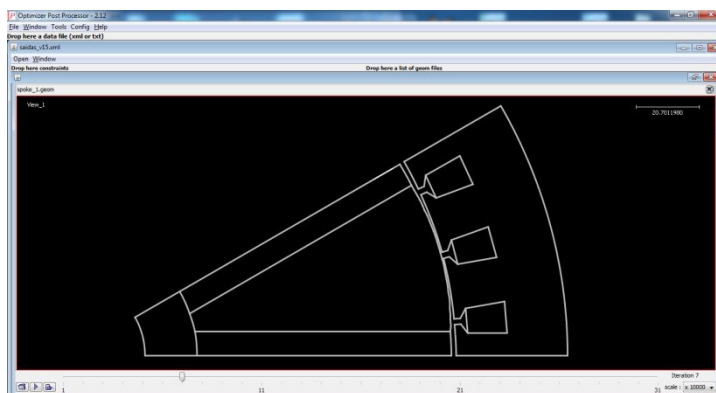
Figura 2.8 - Interface gráfica parcial do *Component Optimizer*.



### 2.3.2.4 Módulo Component Post-processor

Este módulo permite visualizar a evolução de determinados parâmetros da máquina ao longo das iterações. Um recurso que pode ser utilizado com este módulo para visualizar a evolução das dimensões da máquina a cada iteração é o módulo GEOM. A Fig. 2.9 mostra um quadro referente a uma das iterações de uma otimização de máquina com ímãs permanentes.

Figura 2.9 – Quadro da evolução das dimensões do gerador de entreferro variável para uma das iterações.



## 2.4 ESPECIFICAÇÕES E RESTRIÇÕES

O foco desta tese é a realização do MDOO de topologias de máquinas com ímãs permanentes de ferrite para pequenos aerogeradores, buscando substituir aerogeradores projetados com NdFeB, que tem sido objeto de pesquisa do GRUCAD nos últimos anos. Assim, como ponto de partida serão consideradas as especificações principais de uma máquina com ímãs superficiais de NdFeB projetada e construída para fornecer 3 kW, 220 V fase-fase, 350 rpm a uma carga resistiva trifásica. Na ocasião do projeto ótimo desta máquina, foi estabelecido que seu diâmetro externo deveria ser de 300 mm no máximo, e a função objetivo foi minimizar o custo de material ativo. Detalhes desse projeto são apresentados em (CARLSON; WURTZ; VOLTOLINI, 2012). Na ocasião do projeto dessa máquina, foram estabelecidas como restrições que a largura da coroa do rotor e do estator não poderiam ser inferiores a 10 mm por motivo de rigidez mecânica. A construção de um protótipo permitiu constatar uma boa concordância entre os parâmetros de desempenho previstos no projeto ótimo, os obtidos pelo EFCAD e os parâmetros medidos em ensaios do protótipo, com diferenças menores que 3% (KOLZER et al., 2014).

Baseado nas especificações da máquina prototipada, foi efetuado o projeto ótimo de uma máquina síncrona com ímãs permanentes de NdFeB de 3 kW, 220 V e 350 rpm. Foram realizados projetos para vários números de polos, dentre os quais foi selecionada a máquina que servirá de referência para as máquinas com ímãs de ferrite. Na

Tabela 2.1 são apresentadas estas especificações. Nela constam duas restrições adicionais: largura de dente não menor que 5 mm e largura de ranhura não menor que 4 mm. A primeira restrição foi colocada por motivo de rigidez mecânica; já a segunda está relacionada à dificuldade de se obter elevados fatores de preenchimento para ranhuras de largura reduzida. O limite inferior no valor de fator de permeância,  $PC$ , foi adotado conforme recomendação de Hendershot e Miller (2010) para máquinas com ímãs superficiais, com o intuito de diminuir o risco de desmagnetização dos ímãs. No entanto, em virtude do risco de desmagnetização em ímãs enterrados ser menor que em ímãs de superfície, apenas serão impostas restrições nos valores de  $PC$  para as topologias de geradores síncronos com ímãs permanentes de superfície. A seguir serão apresentados os parâmetros de desempenho que serão avaliados nas máquinas com ímãs de NdFeB, projetadas para atenderem estas especificações e restrições.

Tabela 2.1 - Especificações de projeto da máquina com ímãs de NdFeB.

Parâmetros	Tipo de restrição	Valor
Potência de saída (W)	fixo	3000
Tensão fase-neutro (V)	fixo	127
Rendimento (%)	fixo	93
Velocidade de rotação (rpm)	fixo	350
Altura da coroa do estator (mm)	restrito	$h_{sy} \geq 10$
Altura da coroa do rotor (mm)	restrito	$h_{sy} \geq 10$
Diâmetro externo (mm)	restrito	$D_{ext} \leq 300$
Largura do dente (mm)	restrito	$bd \geq 5$
Largura da ranhura (mm)	restrito	$ha \geq 4$
Velocidade do vento (m/s)	fixo	10
Fator de permeância	restrito	$PC \geq 10$

## 2.5 PARÂMETROS DE DESEMPENHO DE GERADORES SÍNCRONOS COM ÍMÃS PERMANENTES

Quando se deseja avaliar dois ou mais projetos de gerador síncrono com ímãs permanentes é preciso considerar, além das especificações principais da máquina (potência, tensão, rotação e rendimento), parâmetros adicionais, tais como ondulação de toque e regulação de tensão. Nesta seção serão apresentados os parâmetros que

permitirão avaliar o desempenho dos geradores projetados no Capítulo 4.

### 2.5.1 Cogging torque

“*Cogging* é o torque oscilatório causado pela tendência do rotor para se alinhar com o estator em uma direção particular, onde a permeância do circuito magnético “vista” pelos ímãs é maximizada.” (HENDERSHOT; MILLER, 2010). Ele não contribui para o valor médio do torque em carga, mas é uma das causas de sua ondulação. A amplitude do *cogging torque* é tanto menor quanto maior é o número de períodos deste torque por rotação do rotor, dado pelo mínimo múltiplo comum (MMC) entre o número de polos,  $2p$ , e o número de ranhuras,  $N_{ran}$  (CROS; VIAROUGE, 2002). Assim, quanto maior este MMC de uma máquina, menor será o seu *cogging torque*. Máquinas com números inteiros de ranhuras por polo por fase,  $q$ , possuem valores reduzidos de MMC e, portanto, elevado *cogging torque*, ao passo que algumas máquinas com  $q$  fracionário apresentam valores muito elevados de MMC, indicando valores reduzidos de *cogging torque*. A adoção de topologias de máquina com  $q$  inteiro em geral requer que seja utilizada alguma estratégia para a redução do *cogging torque*, entre elas, talvez a mais utilizada e efetiva seja a inclinação das ranhuras do estator ou a inclinação dos ímãs do rotor, de um passo de ranhura (HENDERSHOT; MILLER, 2010). Quando se trata de máquina com ímãs enterrados, como o *spoke*, é ainda possível utilizar entreferro variável, ou uma combinação destas técnicas (DEMIR et al., 2013).

Tanto a inclinação das ranhuras ou dos ímãs quanto o projeto com entreferro variável resultam numa redução da FEM da máquina e, portanto, da sua densidade de potência. Conforme pode ser verificado calculando o fator de inclinação (*skew*) dado por (2.2), a redução da componente fundamental da FEM, resultante da inclinação das ranhuras, é mais significativo em máquinas com  $q$  pequeno, e devem ser evitadas em máquina com  $q$  menor que a unidade (MAGNUSSEN; SADARANGANI, 2003).

$$k_{skew} = \frac{\sin(z\pi P/2N_{ran})}{z\pi P/2N_{ran}} \quad (2.2)$$

onde  $z$  o número de ranhuras deslocadas,  $P$  o número de polos e  $N_{ran}$  o número de ranhuras. Por exemplo, para uma máquina com  $q = 1$  de 16 polos com 48 ranhuras, o fator de inclinação para a componente

fundamental da FEM seria de 0,955. Já para uma máquina com  $q = 0,5$  de 16 polos com 36 ranhuras, o fator de inclinação cairia para 0,921. Felizmente, máquinas com  $q$  fracionário tem associados valores elevados de MMC e, portanto, *cogging torque* reduzido. Isto justifica o fato de não ser usual a inclinação das ranhuras em máquinas com  $q$  menor que 1. O fator de inclinação dado por (2.2) contribui para a redução do fator de enrolamento ( $k_w$ ), dado por (2.3). Portanto, mesmo para máquinas com valores de  $q$  unitários, que possuem fator de passo ( $k_p$ ) e de distribuição ( $k_d$ ) unitários, a necessidade de reduzir o *cogging torque* resulta num fator de enrolamento menor que a unidade.

$$k_w = k_p k_d k_{sk} \quad (2.3)$$

### 2.5.2 Ondulação de torque com carga

Além do *cogging torque*, tem-se a ondulação do torque eletromagnético, que é função das formas de onda da FEM e da corrente de armadura. Quanto mais as formas de onda da FEM e da corrente se aproximem do ideal (senoidal), menor será a ondulação de torque eletromagnético e, portanto, menor a ondulação de torque com carga. Algumas técnicas de redução de *cogging torque*, como a inclinação, também tem o efeito de reduzir a ondulação de torque eletromagnético, pois reduzem o conteúdo harmônico da FEM e da corrente de armadura (HENDERSHOT; MILLER, 2010). Li, Zhu e Li (2016) constataram que máquinas com enrolamentos nos dentes e ímãs de superfície podem apresentar ondulação de torque menores que 10%. Por outro lado, máquinas com ímãs enterrados apresentam valores mais elevados de *cogging torque* (BIANCHINI et al., 2012). Portanto, maiores valores de ondulação de torque podem ser esperados nas máquinas com ímãs enterrados. No entanto, mesmo em máquinas com  $q$  inteiro e concentração de fluxo podem ser obtidas ondulações de torque menores que 5% se técnicas de eliminação de *cogging torque* como inclinação e/ou entreferro variável forem implementadas (DEMIR et al., 2013).

### 2.5.3 Regulação de tensão

A regulação de tensão de um gerador síncrono é definida como a variação da tensão da condição de operação a vazio para a de plena carga, referida à tensão a plena carga da máquina. Em geradores com enrolamento de campo, a tensão nos terminais da máquina é facilmente controlada com a corrente de campo. Já nos geradores com ímãs



permanentes, isto estará a cargo do bloco de retificador/inversor. De qualquer maneira, valores reduzidos de regulação de tensão são desejados, vinculados a valores reduzidos de impedância da máquina. Mesmo para pequenas potências, a componente reativa da impedância é preponderante frente à componente resistiva, de modo que a impedância síncrona da máquina pode ser aproximada à reatância síncrona.

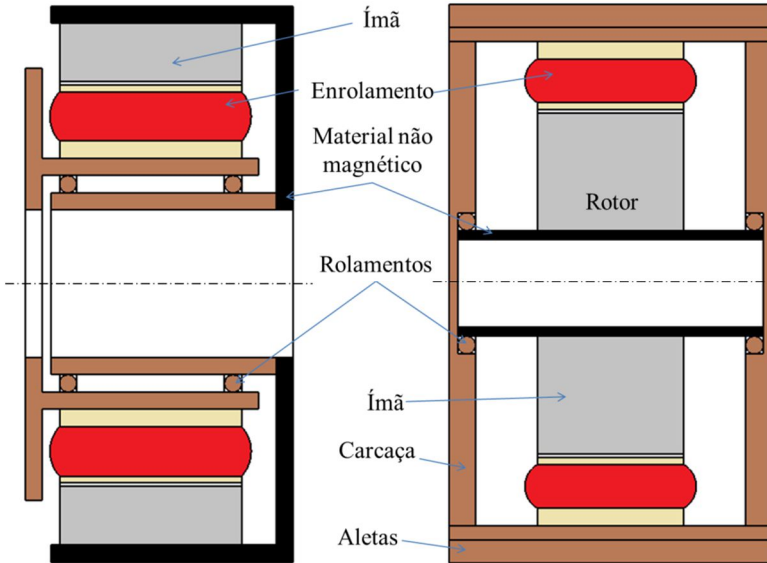
#### **2.5.4 Densidade de potência**

A densidade de potência de uma máquina síncrona com ímãs permanentes pode ser definida em  $\text{W/kg}$  ou  $\text{W/dm}^3$  de material ativo, ou em termos de volume externo da máquina, em  $\text{W/dm}^3$ . Este último ainda pode levar em conta a carcaça ou apenas o volume ocupado de material ativo. Zhang e Qu (2013) determinaram a densidade de potência em  $\text{W/m}^3$  de material ativo para uma máquina síncrona com ímãs permanentes superficiais de NdFeB, obtendo valores acima de  $150 \text{ W/kg}$  para máquinas de 2 MW, 18 rpm e 94% de rendimento. Por outro lado, Carraro et al. (2015), no lugar de utilizar a densidade de potência como parâmetro de desempenho da máquina síncrona, trabalhou com a densidade de torque em  $\text{Nm/dm}^3$  de volume ocupado pela máquina. Nesta tese optou-se por utilizar a densidade de potência definida em  $\text{W/kg}$  de material ativo como parâmetro de desempenho das máquinas propostas, e como parâmetro complementar, o volume de material ativo ocupado pela máquina.

#### **2.5.5 Volume ocupado pela máquina**

A massa total da máquina não está associada apenas ao volume de material ativo, mas também ao volume ocupado pela máquina, incluindo a carcaça. A Fig. 2.10 corresponde a um corte axial de uma máquina de rotor interno (direita), e uma máquina com rotor externo (esquerda), ambas com concentração de fluxo, onde são também ilustrados os componentes de material não ativo, como eixo, mancais e carcaça. Em máquinas com reduzido comprimento axial das chapas, como as máquinas da figura, o volume ocupado pela máquina é significativamente maior que o volume de material ativo. Isto se deve, sobretudo, à necessidade de espaço mínimo para a instalação dos mancais. Nas análises encontradas na literatura, são apenas considerados os volumes ocupados pelo material ativo da máquina, e não é feita referência ao volume total ocupado pela máquina.

Figura 2.10 - Corte axial de gerador com ímãs permanentes de rotor externo (esquerda) e rotor interno (direita) com concentração de fluxo mostrando material ativo e não ativo.



### 2.5.6 Relação entre torque e volume de rotor ( $TRV$ )

A relação entre o torque e o volume do rotor ( $TRV$ ), é um parâmetro muito utilizado para a etapa de pré-dimensionamento de máquinas elétricas, pois relaciona a carga elétrica  $A$  e a carga magnética  $B$  com o torque e o volume do rotor. Para uma máquina com distribuição senoidal de fluxo magnético, o  $TRV$  é dado por (HENDERSHOT; MILLER, 2010):

$$TRV = \frac{\pi}{\sqrt{2}} k_w AB \quad (2.4)$$

onde  $A$  é a densidade linear de corrente na circunferência do entreferro, conhecida como carga elétrica;  $B$  é a indução média na superfície do rotor, chamada de carga magnética; e  $k_w$  o fator de enrolamento para a componente fundamental, dado por (2.3).

O  $TRV$  é também um indicativo do tamanho da máquina, pois valores elevados de  $TRV$  implica que um dado torque pode ser desenvolvido com um volume reduzido de rotor e, portanto, com menor

massa de material ativo. Conforme se constata da (2.4), o  $TRV$  é limitado pelo aquecimento dos condutores associado à corrente  $I$ , e ao valor médio da indução magnética no entreferro,  $B$ . Este último depende do tipo de ímã e da topologia da máquina.

### **2.5.7 Custo de material ativo**

A utilização de ímãs de ferrite no lugar de NdFeB tem por principal objetivo a redução do custo de material ativo da máquina. Embora diversos artigos tenham proposto topologias de máquinas com ímãs de ferrite com esse intuito, resulta difícil a utilização destes dados por terem sido obtidas para diferentes especificações de desempenho (rotação, rendimentos, potência, ondulação de torque) (CARRARO et al., 2015), (LI; CHAU, 2012), (CHIRCA et al., 2015). Nesta tese, o custo das máquinas projetadas utilizando ferrite será comparado com o custo de uma máquina com ímãs de NdFeB utilizada como referência, que será definida a seguir.

## **2.6 GERADOR COM ÍMÃS PERMANENTES DE NdFeB DE SUPERFÍCIE UTILIZADO COMO REFERÊNCIA**

Para dispor de uma máquina que possa ser utilizada como referência para as máquinas com ímãs de ferrite propostas nos capítulos 3 e 4, realizou-se o projeto ótimo de uma família de máquinas com ímãs de NdFeB que atendem as especificações de projeto indicadas na Tabela 2.1. As características deste ímã são apresentadas no Anexo A.

O modelo utilizado para a otimização destas máquinas com ímãs de superfície de NdFeB é idêntico ao utilizado para a máquina com ímãs de ferrite, e será descrito na seção 3.2 do Capítulo 3. Esse modelo é essencialmente o modelo proposto por Carlson e Wurtz (2013) ao qual foi adicionado o modelo térmico. Devido ao elevado custo dos ímãs de NdFeB, a função objetivo utilizada na máquina de referência foi a minimização de custo de material ativo. Nas máquinas com ímãs de ferrite, será escolhida a minimização de massa de material ativo como função objetivo, pois se espera que seu custo seja baixo, mas demande maior massa de material ativo. Com o objetivo de definir uma base de comparação, utilizaram-se os mesmos custos específicos de materiais ativos utilizados no projeto ótimo do protótipo construído por Carlson e Wurtz (2013).

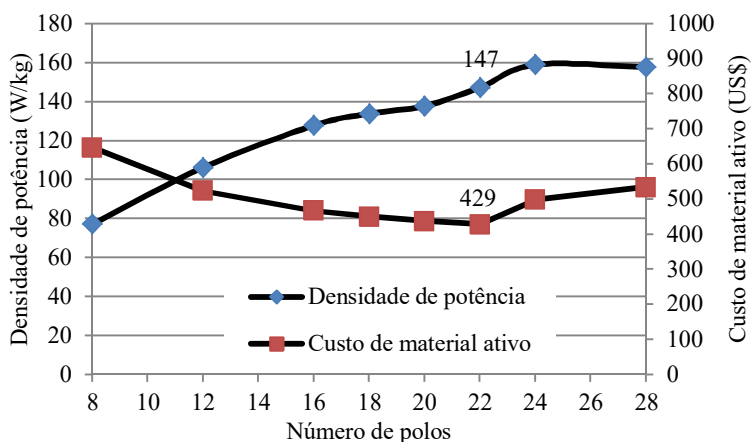
Tabela 2.2 - Custos específicos de material ativo.

Material ativo	Custo específico (US\$/kg)
Ferro	3,78
NdFeB	318,10
Cobre	13,87

### 2.6.1 Seleção do número de polos

A densidade de potência e o custo de material ativo são os principais critérios utilizados para a seleção da máquina de referência. A Fig. 2.11 mostra a densidade de potência e o custo de material ativo de 11 máquinas com ímãs de NdFeB de diversos número de polos que atendem às especificações de projeto indicadas na Tabela 2.1. Constatase que a máquina de NdFeB que apresenta o menor custo de material ativo possui 22 polos, com uma densidade de potência de 147 W/kg e US\$429 de custo de material ativo. A partir de 28 polos, as especificações da máquina não podem ser atendidas e o custo de material ativo aumenta de maneira desmedida. Portanto, a máquina de NdFeB de 22 polos será utilizada como referência (GR).

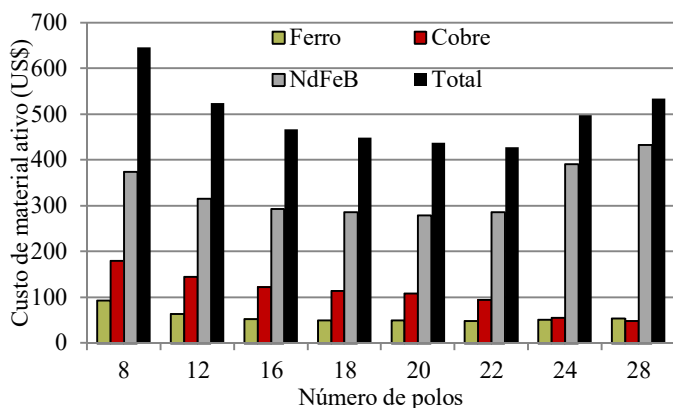
Figura 2.11 – Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos da máquina com ímãs superficiais de NdFeB.



Na Fig. 2.12 se constata, independentemente do número de polos da máquina que seja considerado, que o ímã é o item com maior

participação no custo total da máquina, seguida de longe pelo cobre. Isto revela a oportunidade de redução do custo global da máquina com a utilização de ímãs de menor custo, desde que o novo projeto não envolva um grande incremento na massa de cobre, cujo custo também é significativo.

Figura 2.12 – Participação de cada material no custo total de material ativo da máquina com ímãs superficiais de NdFeB.



## 2.6.2. Outros aspectos considerados

Além da densidade de potência e do custo de material ativos, há outros aspectos que merecem atenção na escolha do número de polos de uma máquina. A seguir serão considerados alguns deles.

### 2.6.2.1 Volume externo da máquina

A massa total da máquina não está associada apenas à massa de material ativo, mas também ao volume delimitado pelas dimensões externas da máquina,  $V_{ext}$ , definido pelo diâmetro externo e o comprimento do pacote de chapas. Assim, comparando duas máquinas de igual massa de material ativo, aquela que apresente menor volume externo irá apresentar menor massa total, pois a massa de material não ativo será também menor.

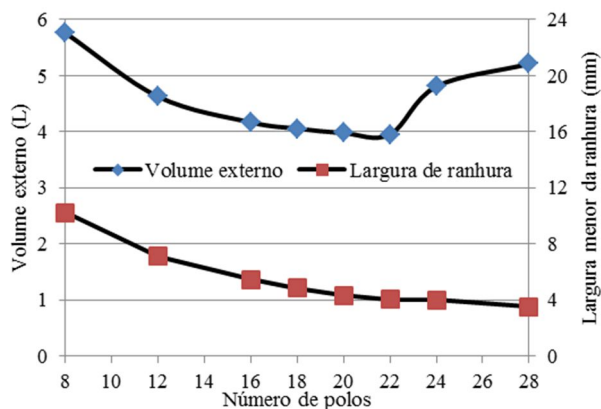
Na Fig. 2.13 se percebe que  $V_{ext}$  cai com o aumento do número de polos até 22 polos, e a partir desse ponto, o volume aumenta

rapidamente. Isto acontece por causa da dificuldade de atender a restrição de largura mínima da ranhura, que faz o comprimento axial da máquina crescer, resultando também num incremento significativo do custo de material ativo.

### 2.6.2.2 Largura das ranhuras e dentes

Na medida em que as ranhuras ficam mais estreitas, a espessura do isolante tende a se tornar proporcionalmente mais importante, fazendo que o fator de preenchimento de ranhura caia. Portanto, ranhuras muito estreitas são indesejáveis e devem ser evitadas. Por outro lado, pelo fato da força eletromagnética estar aplicada nos dentes, dentes muito finos podem comprometer a sua rigidez mecânica e devem ser evitados.

Figura 2.13 – Volume delimitado pelo contorno externo e largura menor da ranhura versus número de polos.



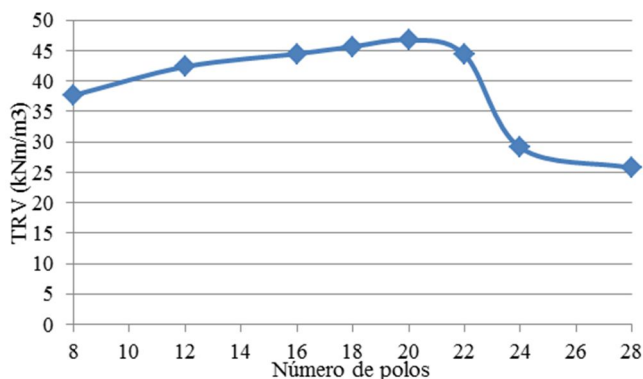
### 2.6.2.3 Torque por unidade de volume do rotor

O torque por unidade de volume do rotor,  $TRV$ , é um parâmetro muito citado pela literatura para comparar o desempenho de máquinas síncronas com ímãs permanentes e são úteis também na etapa de pré-dimensionamento de uma nova máquina.

A Fig. 2.14 mostra o  $TRV$  para diversos números de polos do rotor. Para a máquina selecionada de 22 polos, o  $TRV$  é de  $44,32 \text{ kNm/m}^3$ . Este valor é coerente com os valores de  $TRV$

apresentados em (HENDERSHOT; MILLER, 2010, p. 89) para máquinas com ímãs de NdFeB.

Figura 2.14 – Torque por unidade de volume do rotor versus número de polos.



### 2.6.3 Verificação da máquina de referência por meio de análise de elementos finitos

Na Tabela 2.3 são apresentados os principais parâmetros elétricos e geométricos da máquina de referência. Esta máquina foi simulada em vazio, em carga e com duas fases alimentadas em série com corrente constante e sem ímãs utilizando o *software* EFCAD (MANUAL EFCAD, 2002). O propósito destas simulações foi de obter os valores da tensão em vazio, da tensão em carga, da indutância síncrona, das perdas no ferro e da temperatura da máquina. Em todas as simulações efetuadas com o EFCAD, foram usadas condições de contorno do tipo de Dirichlet:

- a) Para o modelo magnético, o potencial vetor magnético foi imposto como sendo nulo no eixo e no diâmetro externo do gerador;
- b) Para o modelo térmico, a temperatura foi imposta como sendo constante na carcaça do gerador.

Os resultados obtidos pelo EFCAD e os valores previstos no projeto ótimo são analisados a seguir.

#### 2.6.3.1 Máquina em vazio

A Fig. 2.15 mostra o diagrama de linhas de fluxo magnético e a distribuição da indução magnética da máquina em vazio. Constata-se

que, com exceção de pequenas regiões nos extremos dos dentes, a indução magnética não excede os valores previstos no projeto. As Figs. 2.16 e 2.17 mostram a forma de onda da tensão fase-neutro a vazio junto com sua componente fundamental e seu conteúdo harmônico, respectivamente. Aqui se constata uma diferença de aproximadamente 7% entre o valor da componente fundamental e o valor de pico da tensão a vazio, com uma DHT de 5%, atribuída, sobretudo, ao terceiro e quinto harmônico. Em virtude da conexão da carga e do gerador serem em Y sem neutro, o terceiro harmônico não estará presente nas tensões de linha do gerador, nem na corrente na carga. Portanto, espera-se que a tensão com carga apresente ainda menor conteúdo harmônico do que a tensão a vazio.

Tabela 2.3 - Especificações, restrições e resultados da otimização do gerador de referência de 22 polos.

Parâmetros elétricos e magnéticos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$P_{saída}$ (W) (saída)	fixo	3000	3000
$V_f$ (V) (saída)	fixo	127	127
$I_f$ (A) (entrada)	restrito	1 - 20	7,87
$f$ (Hz) (saída)	livre	-	64,16
$P$ (entrada)	fixo	22	22
$\eta$ (%) (saída)	restrito	93 - 99	93
$J_{\phi o}$ (A/mm <sup>2</sup> ) (saída)	livre	-	3,39
$L_s$ (mH) (saída)	livre	-	15,52
$R_f$ ( $\Omega$ ) (saída)	livre	-	0,93
$B_d$ (T) (saída)	restrito	0,5 – 1,6	1,6
$B_{ys}$ (T) (saída)	restrito	0,5 – 1,6	1,04
$B_{yr}$ (T) (saída)	restrito	0,5 – 1,6	1,04
Parâmetros geométricos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$ag$ (mm) (saída)	restrito	0,5 - 10	0,5
$h_{ys}$ (mm) (entrada)	restrito	10 - 50	10
$h_{yr}$ (mm) (entrada)	restrito	10 - 50	10
$h_m$ (mm) (entrada)	restrito	2 - 50	5
$D_{re}$ (mm) (entrada)	restrito	100 - 400	212,58
$D_{rai}$ (mm) (saída)	livre	-	202,58
$D_{ri}$ (mm) (saída)	livre	-	182,58
$D_{is}$ (mm) (saída)	livre	-	213,58
$D_{es}$ (mm) (saída)	restrito	100 - 300	300



$sd$ (mm) (saída)	livre	-	29,20
$bd$ (mm) (entrada)	restrito	5 – 20	5
$h_a$ (mm) (saída)	restrito	4 – 50	4,03
$h_b$ (mm) (saída)	livre	-	6,81
$L_p$ (mm) (entrada)	restrito	50 - 300	55,94
$N_{cr}$ (saída)	livre	-	41
$Sf$ (saída)	restrito	0,4 - 0,6	0,6
$h_{ail}$ (mm) (entrada)	fixo	13	13
$l_{ail}$ (mm) (entrada)	fixo	5	5
$L_{aletas}$ (mm) (saída)	livre	-	155,94
$N_{aletas}$ (mm) (entrada)	fixo	66	66
$m_{mat\ at}$ (kg) (saída)	restrito	10 - 100	20,35
$PC$ (entrada)	restrito	10 - 50	10
Parâmetros mecânicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$V_{vento}$ (m/s) (entrada)	fixo	10	10
$N_{mec}$ (rpm) (saída)	fixo	350	350
Parâmetros térmicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$T_{bob}$ (°C) (saída)	restrito	40 - 135	57,30
Parâmetros econômicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$C_{tmat}$ (US\$) (saída)	função objetivo	100 - 1000	428,54

Figura 2. 15 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de densidade de fluxo magnético a vazio do gerador de referência.

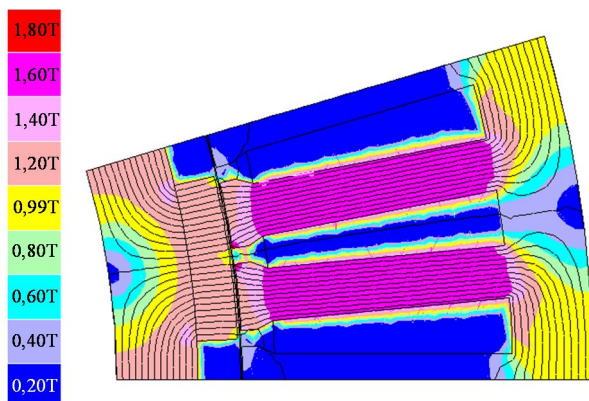


Figura 2.16 – Tensão fase-neutro a vazio do gerador de referência.

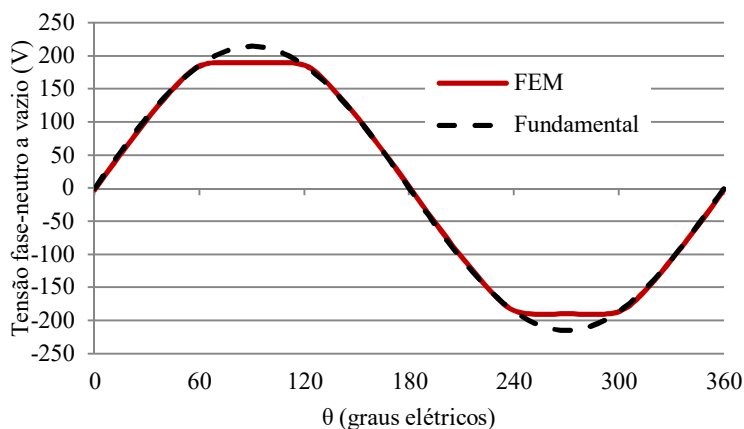
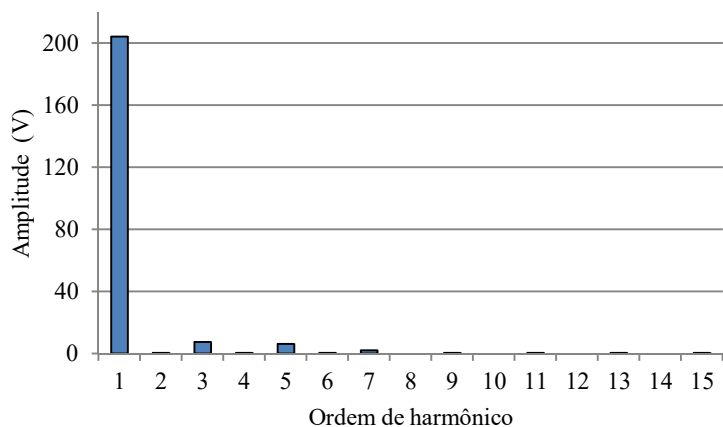


Figura 2.17 – Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro do gerador de referência a vazio.



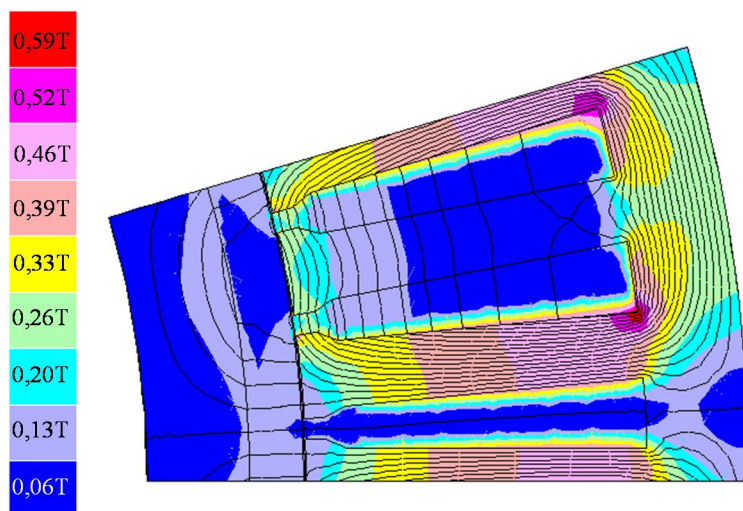
### 2.6.3.2 Máquina com duas fases ligadas em série e com corrente nominal

A verificação do cálculo analítico da indutância foi realizada por meio do cálculo da indutância própria da fase **b** em série com a fase **c**, utilizando o módulo de cálculo estático de campo do EFCAD. Em

virtude de o entreferro magnético desta máquina ser constante, o valor desta indutância independe da posição do rotor. Por ser utilizado um *software* de cálculo de campo 2D, o valor da indutância de cabeça de bobina da máquina não é contemplado nesta verificação. Assim, a indutância síncrona calculada no EFCAD é dada pela soma da metade da indutância própria de duas fases em série mais o valor da indutância de cabeça de bobina,  $L_{end}$ , estimada analiticamente.

A Fig. 2.18 mostra o diagrama de linhas de fluxo magnético correspondente à ligação da máquina com duas fases em série pelas quais circula corrente constante de valor igual ao nominal. Consta-se que com corrente nominal, a indução magnética na região dos ímãs se encontra bem abaixo dos valores de indução nos ímãs, indicando que não há risco de desmagnetização.

Figura 2.18 – Diagrama de linhas de fluxo magnético e a distribuição da indução magnética correspondente à fase b e c ligadas em série com corrente nominal e sem ímãs no rotor.



### 2.6.3.3 Máquina com carga

Na Fig. 2.19 é apresentado o diagrama de linhas de fluxo magnético desta máquina, junto com a distribuição de indução magnética a plena carga, onde se constata que os valores de indução magnética estão conforme os limites estabelecidos no projeto.

A Fig. 2.20 mostra a forma de onda da tensão fase-neutro a plena carga e sua componente fundamental, evidenciando seu reduzido conteúdo harmônico.

Foram também verificadas as perdas no ferro com carga por meio do módulo de cálculo de perdas do EFCAD. A Fig. 2.21 mostra que as perdas no ferro se encontram mais concentradas nos extremos dos dentes. A faixa de valores associadas às cores dessa figura são adimensionais, e resultam da divisão do valor de densidade de perdas em cada elemento da malha de elementos finitos e o maior valor de densidade de perdas em um dos elementos da malha ( $122,7 \text{ kW/m}^3$ ), classificados em quatro faixas.

Por fim, a verificação térmica foi efetuada na máquina de referência, constatando-se na Fig. 2.22 que a temperatura do ponto mais quente da máquina se encontra conforme previsto no projeto.

Na Tabela 2.3 são apresentados os parâmetros previstos no projeto com os parâmetros obtidos por AEF, constatando-se a maior diferença no valor da indutância síncrona da máquina (8,4%), cujo cálculo foi analítico. Por outro lado os valores de tensão na condição de vazio e a plena carga, bem como a potência na carga e a temperatura das bobinas, apresentaram diferenças pequenas em relação aos valores previstos no projeto (menores que 2%).

Figura 2.19 – Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de densidade de fluxo magnético a plena carga do gerador de referência.

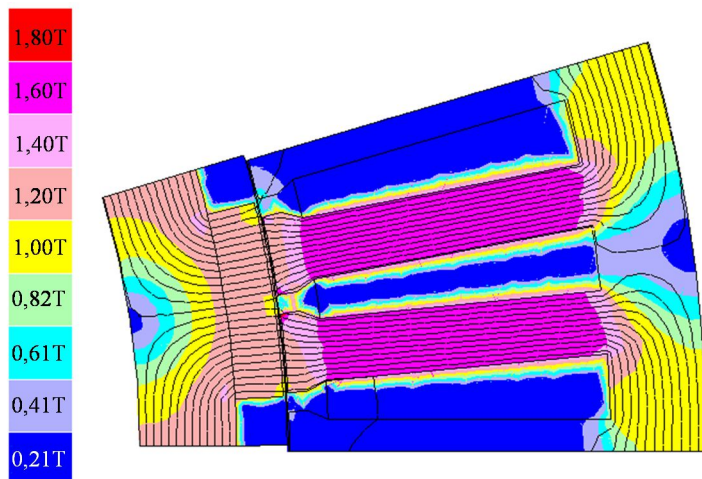


Figura 2.20 - Tensão fase-neutro a plena carga do gerador de referência.

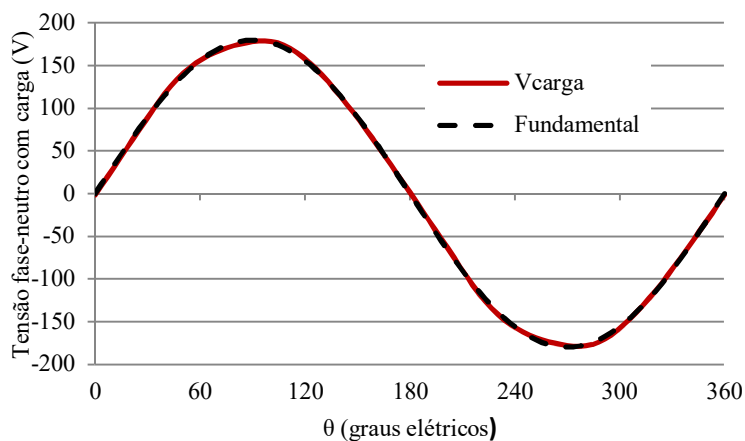


Figura 2.21 – Distribuição de perdas no ferro com carga do gerador de referência.

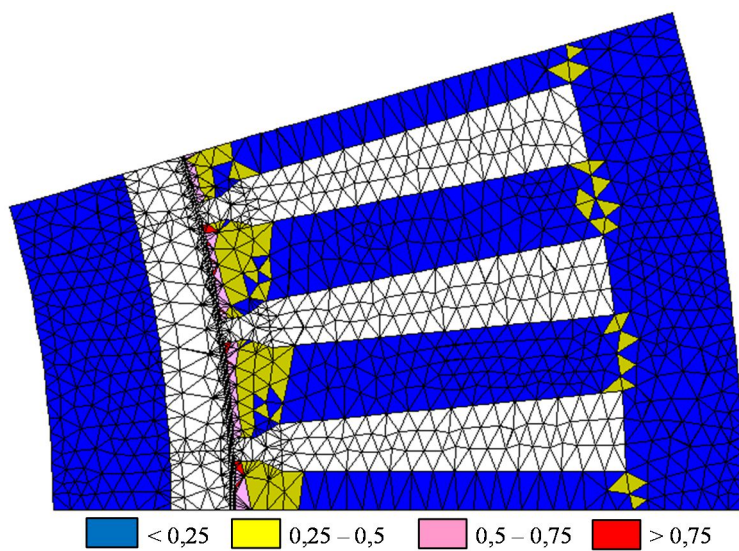


Figura 2.22 – Diagrama de distribuição de temperatura do gerador de referência.

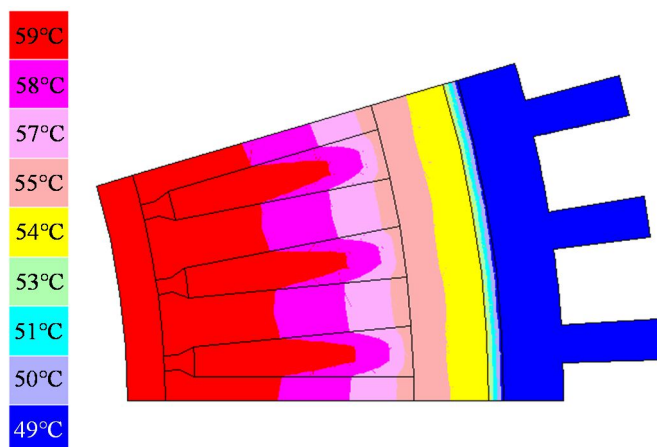


Tabela 2.4 - Comparação entre os valores de projeto e os obtidos pelo EFCAD.

Parâmetro	CADES	EFCAD	Diferença
Fundamental da tensão fase-neutro (V)	127	127,14	0,1%
Fundamental da FEM fase-neutro (V)	143,12	144,65	1,1%
Indutância síncrona (mH)	15,52	16,95	8,4%
Potência de saída (W)	3000	3006,69	0,2%
Rendimento	93	93,09	0,1%
Temperatura da bobina	57,9	59	1,9%

## 2.7. CONCLUSÕES DO CAPÍTULO 2

Foi realizado o projeto ótimo de uma máquina com ímãs permanentes de NdFeB que servirá de referência para as máquinas com ímãs de ferrite propostas nos Capítulos 3 e 4. Utilizando como função objetivo a minimização de custo de material ativo, foi analisada a influência do número de polos no desempenho da máquina. Isto permitiu concluir que o menor custo de material ativo se observa para uma máquina de NdFeB de 22 polos, com um custo de material ativo de US\$438 e uma densidade de potência de 147 W/kg.

### 3 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DE MÁQUINAS COM ÍMÃS PERMANENTES DE FERRITE

Neste capítulo será apresentada uma sequência de modelos de dimensionamento orientados à otimização como subsídio a projetos ótimos multidisciplinares que conduzirão a uma máquina competitiva em preço e desempenho com a máquina de NdFeB de referência.

#### 3.1 TOPOLOGIAS DE GERADORES COM ÍMÃS PERMANENTES DE FERRITE

Dentre as diversas topologias de máquinas com ímãs permanentes, talvez a mais popular seja a de ímãs superficiais, e será, portanto, a primeira topologia de máquina com ímãs de ferrite a ser considerada para competir com a máquina de referência.

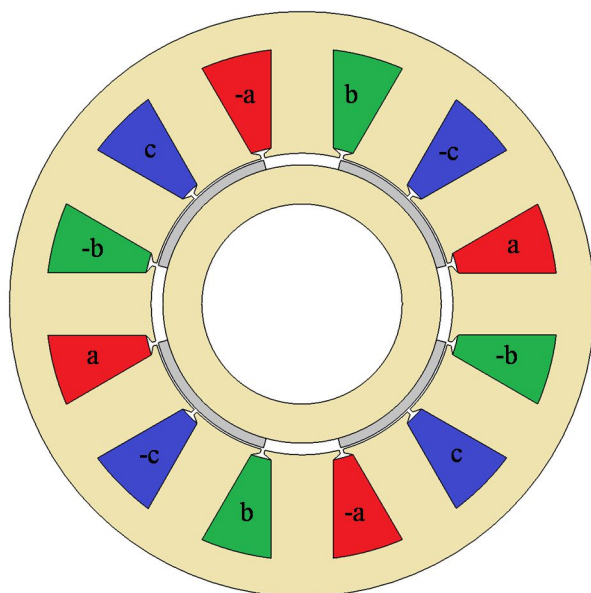
A máquina com ímãs permanentes de superfície tem como principal vantagem a sua simplicidade construtiva. Nesta topologia, em virtude da baixa rotação, os ímãs são colados na superfície do rotor, não requerendo nenhuma estrutura especial para sua fixação. Por outro lado, a simetria de um passo polar que resulta da utilização de  $q = 1$  facilita a sua simulação e modelagem. Na Fig. 3.1 é apresentado um corte transversal de um gerador com ímãs permanentes de ferrite na superfície do rotor de 4 polos e com  $q = 1$ . O rotor desta máquina está formado por ímãs (em cinza) com magnetização radial dispostos na superfície do rotor (em amarelo), de modo que o fluxo no entreferro resulta igual ao fluxo produzido pelo ímã. Esta máquina apresenta um entreferro magnético constante, o que facilita o cálculo analítico das indutâncias.

Os enrolamentos desta máquina são de camada simples e polos consequentes. Conforme observado no Capítulo 2, estes enrolamentos possuem fator de enrolamento unitário, mas, como resultado do alinhamento simultâneo dos ímãs com os dentes, apresenta elevado *cogging torque*. Isto obriga utilizar alguma técnica para eliminá-lo, como a inclinação das ranhuras, ou a segmentação dos ímãs, fazendo que o fator de enrolamento seja menor que a unidade.

Nesta máquina, bem como nas demais topologias que utilizam ímãs de ferrite, foi utilizado o ímã de ferrite Y30, de 0,4 T de indução remanente, cujas características são apresentadas no Anexo A. Este reduzido valor da indução remanente, característico dos ímãs de ferrite, faz com que, para fornecer uma dada potência com uma dada tensão e respeitando o máximo diâmetro externo permitido, seja necessário um

incremento importante na massa de cobre da máquina. Portanto, é de se esperar que haja um aumento expressivo da massa da máquina em relação àquela projetada com NdFeB, e é possível que a redução no custo dos ímãs seja parcialmente compensada pelo aumento significativo no custo do cobre, não resultando, portanto, na desejada redução no custo de material ativo.

Figura 3.1 Gerador síncrono com ímãs permanentes de superfície de uma ranhura por polo por fase.



Valores de indução magnética no entreferro próximos de 1 T podem ser obtidos em máquinas com ímãs de ferrite utilizando topologias que possibilitem a concentração do fluxo dos ímãs no entreferro. Isto é possível na máquina apresentada na Fig. 3.2, em que ímãs magnetizados tangencialmente são inseridos entre peças polares, que conduzem o fluxo ao entreferro. O efeito de concentração de fluxo se dá quando a relação entre a área dos ímãs a área do entreferro é maior que a unidade. Nesta topologia, é preciso que o fluxo disperso na base dos ímãs seja mínimo, requerendo, portanto, a utilização de um eixo de material não magnético, indicado em preto na Fig. 3.2. Seu enrolamento é idêntico ao da máquina anterior da Fig. 3.1.



Máquinas com peças polares podem ser projetadas com entreferro variável, como a máquina apresentada na Fig. 3.2, na qual o entreferro é mínimo no eixo polar e máximo no eixo interpolar. Isto favorece não apenas a eliminação de harmônicos da FEM e da indutância, mas também reduz o *cogging torque* de maneira significativa. A redução do *cogging torque* a valores aceitáveis pode dispensar o emprego de outras técnicas de redução, como a inclinação das ranhuras.

Entretanto, a utilização de entreferro variável não apenas reduz os harmônicos do enlace de fluxo, mas também a sua componente fundamental, por causa do incremento do entreferro médio da máquina. Além disso, embora esta estrutura ainda apresente simetria de um polo, a sua modelagem se torna mais complexa por causa da utilização de entreferro variável.

As máquinas da Fig. 3.1 e Fig. 3.2 precisam de alguma técnica para reduzir o elevado valor de *cogging torque*, característico de máquinas com números inteiros de ranhura por polo por fase. Na Fig. 3.3 é apresentada uma máquina com  $q$  fracionário (0,75). Aqui se constata que não há alinhamento simultâneo de dentes com eixos magnéticos, sendo esperados menores valores de *cogging torque*, mesmo que o entreferro seja constante. Como já foi apresentada no Capítulo 2, uma maneira de comparar a qualidade de duas máquinas em relação ao *cogging torque* é calculando o número de períodos deste torque por rotação mecânica da máquina. Quanto maior seja o número de períodos por rotação, maior será a sua frequência e menor a sua amplitude. O número de períodos do *cogging torque* por rotação é dado pelo mínimo comum múltiplo (MCM) do número de polos,  $P$  e do número de ranhuras,  $N_{ran}$ . Para as máquinas com  $q = 1$  (Fig. 3.1 e Fig. 3.2), o MCM entre  $P$  e  $N_{ran}$  é 12, ao passo que para a máquina com  $q = 0,75$ , ele é de 36. Assim, a máquina da Fig. 3.3 irá apresentar menor *cogging torque* que a máquina da Fig. 3.2, se ambas forem projetadas com entreferro constante.

A máquina da Fig. 3.3 possui um enrolamento de dupla camada cujo passo de bobina é de duas ranhuras no lugar de três, correspondente à máquina anterior. Disto resulta um fator de enrolamento menor que a unidade e num encurtamento das cabeças de bobina.

Figura 3.2 - Gerador síncrono com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de uma ranhura por polo por fase.

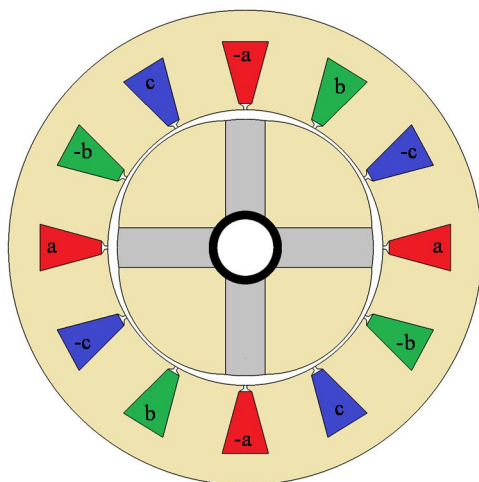
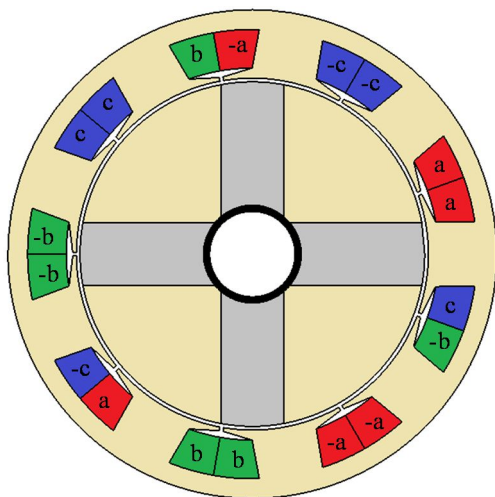


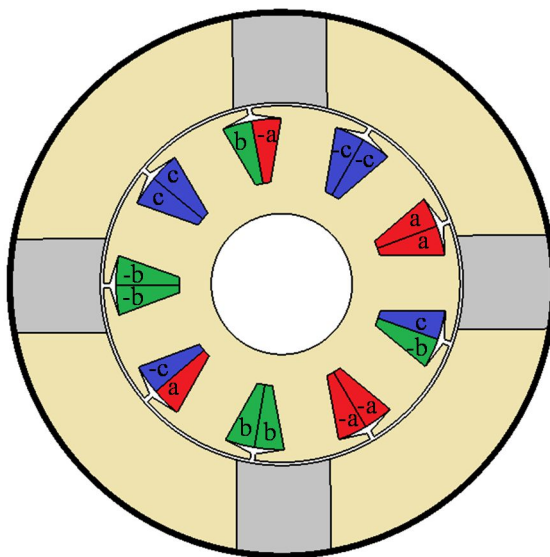
Figura 3.3 - Gerador síncrono com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de 0,75 ranhura por polo por fase.



As três topologias de máquinas apresentadas até o momento são de rotor interno. Por outro lado, máquinas de rotor externo podem ser

uma alternativa interessante, porque facilitam o acoplamento direto das pás no rotor da máquina. Na Fig. 3.4 é apresentada uma máquina com ímãs permanentes com concentração de fluxo que possui idêntico enrolamento ao da máquina anterior, porém seu rotor é externo. Nesta máquina, a estrutura externa de suporte do rotor (em preto) deve ser de material não magnético, de modo a concentrar a maior parte do fluxo no entreferro. Nesta figura se constata que o efeito de concentração de fluxo no entreferro será significativo para maiores larguras radiais dos ímãs, o que levaria também a um incremento significativo da massa de ferro das peças polares, sobretudo para um reduzido número de polos. Assim, esta topologia se torna mais apropriada quando projetada para um elevado número de polos.

Figura 3.4 - Gerador síncrono com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhura por polo por fase.

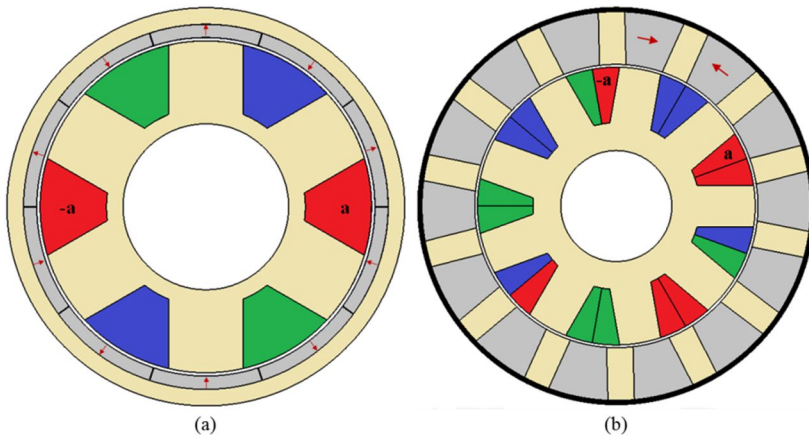


Uma topologia bastante diferente das anteriores é apresentada nas Fig. 3.5.a e 3.5.b, correspondentes a máquinas vernier com ímãs permanentes. Além de apresentar ranhuras abertas no estator, que agem como moduladores de fluxo, seu rotor possui um número de polos maior que o número de polos dos enrolamentos do estator, e a relação entre eles é dada por:

$$p_r = N_{ran} \pm p_s \quad (3.1)$$

A máquina vernier consegue gerar tensão numa frequência elevada sem precisar de um estator com grande número de ranhuras e dentes. Isto é vantajoso em relação à máquina convencional, sobretudo quando há restrição de diâmetro externo pois, ao contrário da máquina convencional, a máquina vernier não tende a apresentar dentes e ranhuras muito estreitos para gerar em elevada frequência.

Figura 3.5 - Gerador vernier com ímãs permanentes de rotor externo (a) com ímãs superficiais de  $q = 1$  e (b) com concentração de fluxo de  $q = 0,75$ .



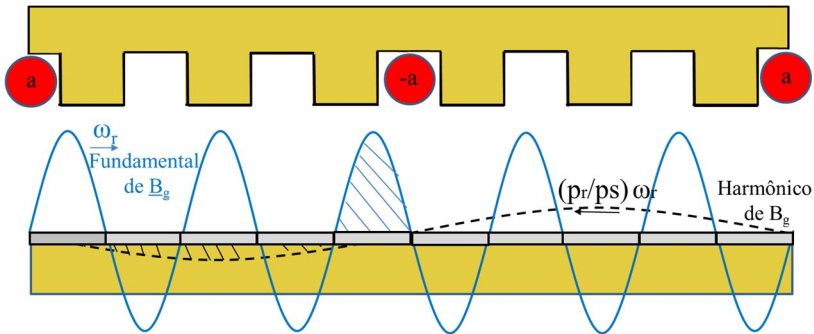
Nesta seção será analisado o funcionamento da máquina vernier com ímãs permanentes, que é uma máquina diferente das máquinas síncronas com ímãs permanentes convencionais. Por simplicidade, seu funcionamento será analisado considerando uma máquina trifásica de um par de polos com  $q$  unitário e seis ranhuras, representada na Fig. 3.5.a. Utilizando (3.1) e adotando nela o sinal negativo (-), resulta  $p_r = 5$ , isto é, o número de pares de polos do rotor é igual a 5 vezes o número de pares de polos do enrolamento do estator. Nesta figura se constata que há cinco polos num passo de bobina da fase **a**. Supondo, num primeiro momento, que apenas a componente fundamental do fluxo dos ímãs esteja presente, o enlace de fluxo com a fase **a** terá a contribuição líquida de um dos cinco polos por passo de bobina. Na Fig. 3.6 é apresentado, em linhas achuradas, o fluxo do polo que contribui para o enlace de fluxo líquido da fase **a** para a componente

fundamental do fluxo dos ímãs. A distribuição da componente fundamental do fluxo do rotor se desloca com a velocidade do rotor, e possui um gradiente (variação ao longo do entreferro) elevado por causa do elevado número de polos do rotor. A variação do enlace de fluxo associada à componente fundamental da indução magnética no entreferro produzida pelos ímãs dá origem a uma FEM com frequência  $f = p_r \cdot n_m / 60$ . Além da componente fundamental, na Fig. 3.6 é representada uma harmônica da distribuição de fluxo magnético no entreferro, de menor amplitude, que se desloca com velocidade  $p_r/p_s$  vezes a velocidade do rotor, em sentido contrário em relação à componente fundamental. Nesta figura se constata que esta componente harmônica apresenta o mesmo número de polos que o enrolamento de armadura, que contribui à FEM induzida no enrolamento de armadura. Como consequência, a FEM induzida por fase na máquina vernier tende a ser maior que a FEM induzida numa máquina onde apenas a componente fundamental do fluxo criado pelos ímãs é aproveitada. Kim e Lipo (2014) compararam o valor da FEM gerada pela máquina vernier funcionando como motor com a de uma máquina convencional equivalente e constatou-se que a FEM pode chegar a duplicar para valores elevados de  $q$ , mas foram constatados reduzidos valores de fator de potência. Nesta topologia de máquina síncrona, valores de  $q$  elevados resultam em frequência elevada, que por sua vez resulta em elevados valores de reatância síncrona. Assim, quando a máquina é utilizada como gerador, a reatância síncrona tende a crescer em maior proporção do que cresce a FEM. Em consequência, a regulação de tensão desta máquina tende a ser muito elevada, sobretudo com  $q > 1$ .

Tanto na máquina vernier quanto na máquina convencional, o processo de conversão de energia mecânica em energia elétrica acontece com o surgimento do conjugado eletromagnético, que resulta da interação do fluxo magnético de reação de armadura com o fluxo magnético produzido pelos ímãs do rotor. Entretanto, conforme descrito por Okada et al. (2013), na máquina vernier é um componente harmônico do fluxo de reação de armadura que sincroniza com a componente fundamental do fluxo produzido pelos ímãs. Para a máquina da Fig. 3.6, é o quinto harmônico da FMM de reação de armadura que sincroniza com os polos do rotor. Por outro lado, a componente fundamental do fluxo de reação de armadura sincroniza com o quinto sub-harmônico do fluxo produzido pelos ímãs, contribuindo para o torque eletromagnético da máquina vernier. As relações entre FMM de reação de armadura e indução magnética produzida pelos ímãs foram estudadas por Toba e Lipo (2000), que

demonstraram que o torque na máquina vernier é maximizado quando o número de pares de polos do rotor é igual à diferença entre o número de ranhuras do estator e o número de pares de polos do estator, isto é, quando se adota o sinal negativo em (2.1).

Figura 3.6 - Componentes da distribuição de fluxo magnético no entreferro a vazio na máquina vernier com ímãs permanentes.



A maior parte dos artigos publicados da máquina vernier com ímãs permanentes abordam o funcionamento como motor e utilizando ímãs de NdFeB, havendo consenso em relação ao reduzido fator de potência da máquina, consequência do elevado valor da frequência de trabalho destas máquinas. Kim e Lipo (2014) ainda constataram a necessidade de utilizar topologias de máquinas que permitam reduzir a indutância síncrona da máquina, de maneira a evitar valores elevados de reatância. Pelo fato de não terem sido encontrados na literatura trabalhos que tenham utilizado ferrite no lugar de NdFeB no projeto da máquina vernier com ímãs superficiais, foi efetuado o projeto ótimo de um gerador síncrono com ímãs permanentes de ferrite de dois polos e  $q = 2$  e a partir dela foi derivada uma máquina vernier que utilizou a mesma massa de material ativo, mas funcionando numa frequência  $p_r/p_s$  vezes a frequência da máquina convencional. Constatou-se através da análise de elementos finitos de ambas as máquinas que, embora a máquina vernier tenha gerado maior tensão a vazio, isto é, a FEM da máquina vernier tenha sido maior que a FEM da máquina convencional, ela conseguiu fornecer apenas uma pequena fração da sua potência nominal. Para que a máquina vernier pudesse passar a fornecer a sua potência nominal, seria necessário incrementar o valor da FEM pelo aumento do seu comprimento axial, por exemplo, que levaria a uma máquina com maior

massa de material ativo que a máquina convencional. O desempenho ruim desta máquina vernier reside nos seguintes motivos:

- 1) O valor da indutância síncrona da máquina vernier é muito próximo do valor da indutância síncrona da máquina convencional;
- 2) A elevada frequência de trabalho da máquina vernier com  $q = 2$  tende a produzir um grande aumento no valor da reatância desta máquina.

Assim, o problema do elevado valor de reatância síncrona na máquina vernier se manifesta também quando ela é projetada com ferrite no lugar de NdFeB. Evidentemente, este problema pode ser contornado se:

- 1) Máquinas com valores moderados de relações de polos  $p_r/p_s$  forem utilizados;
- 2) A topologia da máquina vernier possibilita projetar máquinas vernier com reduzidos valores de indutância síncrona.

Valores moderados de  $p_r/p_s$  são facilmente obteníveis se forem escolhidas máquinas com valores reduzidos de ranhuras por polo por fase,  $q$ . Já a redução do valor da indutância na máquina com ímãs superficiais demandaria aumentar a espessura dos ímãs. Entretanto, conforme constataram Kim e Lipo (2014), a FEM gerada pela máquina vernier tende a cair com o incremento da espessura dos ímãs, tendendo, portanto, a reduzir a sua densidade de potência.

Assim, conclui-se que a máquina vernier com ímãs de ferrite superficiais não é vantajosa frente à máquina com ímãs permanentes de ferrite de superfície, sobretudo para valores elevados de  $q$ , tornando-se, portanto, necessário a utilização de outras topologias de máquina de menor indutância síncrona.

A máquina apresentada na Fig. 3.5.b parece mais promissora que a máquina anterior por dois motivos:

- 1) Possui reduzido valor que  $q$ , limitando assim as reatâncias da máquina;
- 2) O fato de possuir concentração de fluxo permite compensar o reduzido valor de indução remanente dos ímãs de ferrite.

Portanto, a máquina vernier de  $q = 0,75$  e ímãs com concentração de fluxo será a topologia de máquina vernier a ser modelada neste capítulo.

### 3.2 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DA MÁQUINA COM ÍMÃS PERMANENTES DE SUPERFÍCIE DE ROTOR INTERNO COM $q$ INTEIRO

Serão apresentados os submodelos geométrico, magnéticos, elétrico, econômico e térmico do gerador síncrono com ímãs permanentes superficiais de ferrite de rotor interno de uma ranhura por polo por fase ilustrado na Fig. 3.1. Esta máquina será referida ao longo desta tese como gerador 1, ou simplesmente como G1.

#### 3.2.1 SUBMODELO GEOMÉTRICO

Neste submodelo são estabelecidas as diversas relações entre as grandezas geométricas do G1, algumas das quais são mostradas nas Figs. 3.7 e 3.8. Neste modelo está incluído o cálculo de volume e massa de material ativo da máquina. Os detalhes deste modelo são apresentados no Apêndice A.

Figura 3.7 – Principais dimensões do G1.

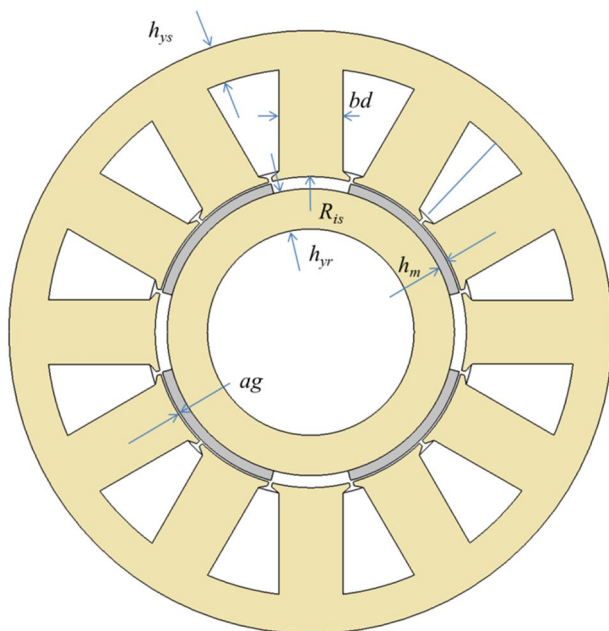
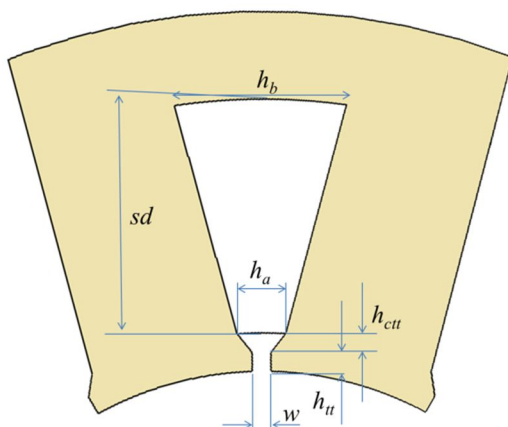




Figura 3.8 – Detalhes das ranhuras e suas principais dimensões do G1.



### 3.2.2 SUBMODELOS MAGNÉTICOS

Compreendem o submodelo de força eletromotriz (FEM) e o submodelo de indutância. Estes submodelos, construídos por meio de redes de relutâncias, possibilitam o cálculo do fluxo em posições definidas do rotor. O submodelo de FEM permite determinar o enlace de fluxo em vazio de uma das fases para a posição de enlace de fluxo máximo que, por sua vez, é utilizado para calcular a FEM induzida em vazio por fase. Já o submodelo de indutância envolve o cálculo da indutância síncrona da máquina. O fato de esta máquina apresentar entreferro magnético constante possibilita que este cálculo seja realizado analiticamente, não necessitando para isso de uma rede de relutâncias.

O modelo de FEM também será utilizado para calcular as perdas no ferro da máquina a vazio, a partir da componente fundamental da indução magnética nos dentes e na coroa do estator. As perdas no ferro produzidas por harmônicos de indução magnética no rotor e no estator serão desconsideradas.

#### 3.2.2.1 Submodelo de FEM

Na Fig. 3.9 é apresentado um setor da máquina que compreende dois polos de um G1 de 12 polos, para uma posição do rotor em que o enlace de fluxo da fase **a** é máximo. Para esta posição do rotor, o eixo magnético do ímã à direita se encontra alinhado com o eixo de simetria

da ranhura 2, e todo o fluxo deste ímã é enlaçado pelo bobina indicada na figura. Nesta posição, o enlace de fluxo nas restantes  $(p-1)$  bobinas da fase **a** também atingirá seu valor máximo, e o enlace de fluxo máximo da fase **a** é dado pelo somatório dos enlaces de fluxo em cada bobina da fase **a** na posição indicada na figura. Assim, o valor máximo do enlace de fluxo de uma fase a vazio é dado pelo número de bobinas por fase,  $N_{bf}$ , vezes o enlace de fluxo máximo de uma bobina,  $\lambda_{bob\_max}$ .

Figura 3.9 - Detalhe de dois polos do G1 de 12 polos apresentando uma bobina da fase **a**.

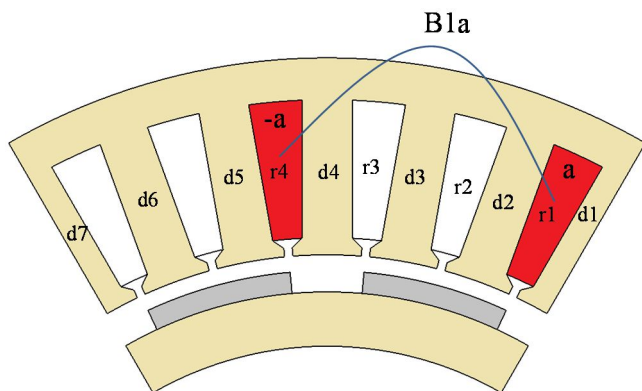
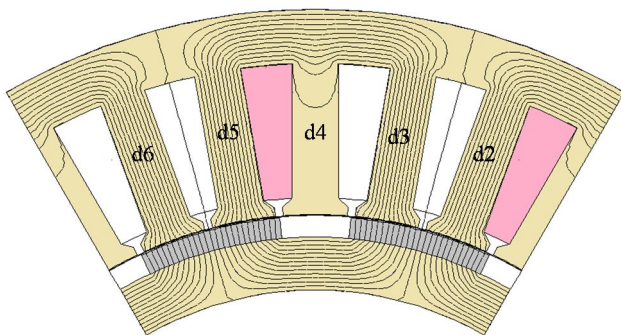


Figura 3.10 - Diagrama de linhas de fluxo magnético na posição de enlace de fluxo máximo da fase **a** do G1 sem carga.



Na Fig. 3.10 é representado o diagrama de linhas de fluxo magnético da máquina a vazio para esta posição do rotor. Aqui se



### 3.2.2.2 Submodelo de indutâncias

A indutância síncrona desta máquina será calculada a partir da indutância própria da fase **a** ( $L_{aa}$ ) e da indutância mútua do entreferro ( $M_g$ ), em função dos parâmetros geométricos indicados nas Figs. 3.7 e 3.8 como (HENDERSHOT; MILLER, 2010):

$$L_s = L_{aa} - M_g \quad (3.4)$$

$$L_{aa} = L_g + L_u + L_{end} \quad (3.5)$$

$$L_g = \frac{\pi \mu_0 N_{ef}^2 L_p \frac{D_{is}}{2}}{2p^2(ag + h_m)} \quad (3.6)$$

$$M_g = L_g/3 \quad (3.7)$$

$$L_u = \frac{4mf}{N_{ran}} \mu_0 L_p N_{ef}^2 \left[ \frac{2sd}{3(h_a + h_b)} + \frac{h_{tt}}{w} + \frac{h_{ctt}}{h_a - w} \ln \frac{h_a}{w} \right] \quad (3.8)$$

onde  $L_g$  é a indutância de entreferro e  $L_u$  é a indutância de dispersão de ranhura. A indutância de cabeça de bobina,  $L_{end}$ , é estimada, considerando que há acoplamento perfeito entre as  $N_{bf}$  cabeças de bobina:

$$L_{end} = N_{bf}^2 \mu_0 R_e N_{eb}^2 \left[ \ln \left( \frac{8R_e}{R} \right) - 2 \right] \quad (3.9)$$

$$R_e = \frac{\pi C_{sp}}{N_{ran}} (R_{sr} - sd/2) \quad (3.10)$$

$$R = 0,447 \sqrt{S_{ran}} \quad (3.11)$$

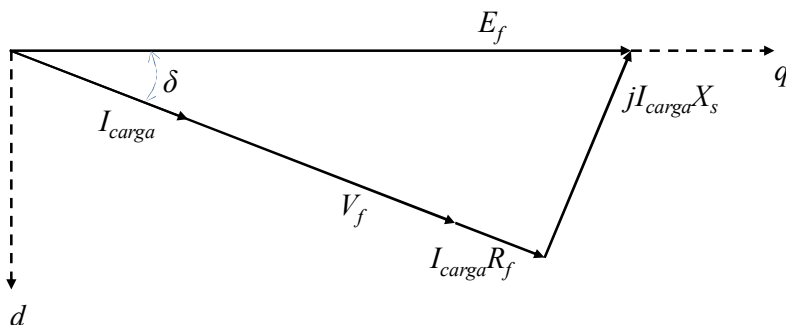
onde  $L_p$  é o comprimento axial da máquina (pacote de chapas),  $C_{sp}$  é o passo de ranhura em número de ranhuras,  $S_{ran}$  é a área da ranhura e  $R_{sr}$  é o raio no fundo da ranhura.

### 3.2.3 SUBMODELO ELÉTRICO

O submodelo elétrico permite calcular a seção de fio de cobre, o número de espiras, o desempenho (potência de saída, frequência, rendimento) a partir das dimensões, do fluxo, das indutâncias e das

perdas. Isto é feito com o auxílio do diagrama fasorial da máquina em regime permanente da Fig. 3.12 e utiliza como entradas diversos parâmetros de saída dos submodelos magnéticos.

Figura 3.12 – Diagrama de fasores utilizado no modelo elétrico para relacionar tensão em vazio, corrente e indutâncias.



A partir deste diagrama são estabelecidas as relações:

$$\delta = \arcsin\left(\frac{I_{carga} X_s}{E_f}\right) \quad (3.12)$$

$$V_f = E_f \cos \delta - I_{carga} R_f \quad (3.13)$$

onde  $\delta$  é conhecido como ângulo de carga ou ângulo de potência,  $I_{carga}$  é a corrente na carga,  $X_s = 2\pi f L_s$  é a reatância síncrona,  $R_f$  é a resistência do enrolamento por fase, na temperatura de regime da máquina;  $V_f$  é a tensão fase-neutro na carga e  $E_f$  é a FEM fase-neutro.

### 3.2.3.1 Cálculo de perdas

As perdas da máquina têm dois importantes efeitos no seu projeto. O primeiro se refere ao seu desempenho. Máquinas com elevadas perdas resultam em reduzido rendimento e, portanto, baixo desempenho. O cálculo do rendimento faz parte do modelo elétrico e será abordado na sequência. O segundo efeito se refere ao risco de comprometer a vida útil da máquina, por causa da elevação de temperatura acima dos valores permissíveis dos materiais. O modelo

térmico da máquina utilizará as perdas para incluí-las no MDOO da máquina.

As perdas na máquina podem ser divididas em perdas joule nos enrolamentos, perdas magnéticas nas chapas, e perdas mecânicas.

### Perdas joule nos enrolamentos

As perdas joule nos enrolamentos, também denominadas de perdas no cobre, são calculadas a partir do valor eficaz da corrente e da resistência dos enrolamentos na temperatura correspondente ao ponto mais quente do enrolamento, na condição de operação nominal da máquina ( $T_{cu}$ ). Esta temperatura, calculada por meio do modelo térmico, é limitada pela classe de isolamento utilizado, que para as máquinas consideradas nesta tese é de 155°C (classe F). As perdas joule nos enrolamentos são calculadas como:

$$P_{cu} = 3I_{fase}^2 R_f \quad (3.14)$$

$$R_f = R_{f,20}(1 - \alpha_{20}(T_{cu} - 20)) \quad (3.15)$$

onde  $\alpha_{20}$  é o coeficiente de temperatura do cobre,  $R_{f,20} = \rho_{20} L_{med}/S_{fio}$  é a resistência do enrolamento por fase na temperatura de 20°C,  $L_{med}$  é o comprimento médio do enrolamento por fase e  $S_{fio}$  é a seção transversal do fio de cobre.

### Perdas no ferro

As perdas específicas no ferro,  $p_{fe}$  (W/kg), são calculadas utilizando o modelo proposto por Fiorillo e Novikov como:

$$p_{fe} = k_h f B_{max}^{ahist} + k_c f^2 B_{max}^2 + k_e f^{1,5} B_{max}^{1,5} \quad (3.16)$$

onde  $ahist$  é o expoente de histerese;  $B_{max}$  é a amplitude da componente fundamental da indução magnética no ferro, em tesla;  $f$  é a frequência em hertz; e  $k_h$ ,  $k_c$  e  $k_e$  são os coeficientes de perdas por histerese magnética, por correntes de Foucault e de perdas excedentes, respectivamente (FIORILLO; NOVIKOV, 1990). A Tabela 3.1 apresenta os valores destes coeficientes correspondentes ao aço E230 utilizado nos projetos, bem como da densidade de cada material ativo.

Tabela 3.1 - Parâmetros dos materiais associados ao cálculo de massas e perdas.

Parâmetro	Símbolo	Valor
Coefficiente de perdas por correntes de Foucault	$k_c$	$1,24 \cdot 10^{-4}$
Coefficiente de perdas excedentes	$k_e$	$3,39 \cdot 10^{-4}$
Coefficiente de perdas por histerese	$k_h$	$1,68 \cdot 10^{-2}$
Expoente de histerese	$\alpha_{hist}$	1,67
Densidade do ferro ( $\text{kg/m}^3$ )	$\rho_{fe}$	7600
Densidade do cobre ( $\text{kg/m}^3$ )	$\rho_{cu}$	8920
Densidade do ferrite ( $\text{kg/m}^3$ )	$\rho_{ferrite}$	4900

O cálculo das perdas no ferro se baseia nas seguintes hipóteses:

- 1) As perdas no ferro do rotor, decorrentes de componentes harmônicos de indução magnética, são desprezíveis;
- 2) As perdas no ferro do estator são produzidas apenas pela componente fundamental da indução magnética nos dentes e na coroa do estator.

O cálculo das perdas no ferro utilizando (3.16) requer o valor máximo da indução magnética nos dentes ( $B_{max\_dente}$ ) e na coroa ( $B_{max\_coroa}$ ) em um ciclo elétrico. Para isso, identifica-se o dente e o segmento de coroa que apresenta maior indução magnética na rede de relutâncias do modelo de FEM. Os demais dentes e segmentos de coroa irão ser submetidos ao mesmo valor de indução magnética ao longo de um ciclo. Assim, denominando de  $p_{fe\_dente}$  e  $p_{fe\_coroa}$  as perdas específicas nos dentes e na coroa, a perda no ferro do estator será dada por:

$$P_{fe} = P_{fe\_dentes} + P_{fe\_coroa} \quad (3.17)$$

$$P_{fe\_dentes} = N_{ran} m_{dente} p_{fe\_dente} \quad (3.18)$$

$$P_{fe\_coroa} = N_{ran} m_{scroa} p_{fe\_coroa} \quad (3.19)$$

onde  $m_{dente}$  e  $m_{scroa}$  é a massa de um dente e a massa de um segmento de coroa, respectivamente.

### Perdas mecânicas

As perdas mecânicas,  $P_{mec}$ , numa máquina elétrica rotativa compreendem perdas por atrito e perdas por ventilação. Elas serão estimadas considerando que elas representam 0,5 % da potência de saída

do gerador, isto é,  $P_{mec} = 0,005P_{saída}$ , conforme sugerido por Grauers (1996).

### Potência de saída e rendimento

A potência de saída e o rendimento da máquina são dados por:

$$P_{saída} = 3V_f I_{carga} \quad (3.20)$$

$$\eta = \frac{P_{saída}}{P_{saída} + P_{cu} + P_{fe} + P_{mec}} \quad (3.21)$$

### 3.2.4 SUBMODELO ECONÔMICO

No submodelo econômico, apenas o custo de material ativo foi considerado. Na Tabela 3.2 são apresentados os custos específicos utilizados para o projeto ótimo das máquinas consideradas nesta tese.

Tabela 3.2 - Custos específicos de material ativo das máquinas com ímãs de ferrite.

Material ativo	Custo específico (US\$/kg)
Ferro	3,78
Ferrite	15,90
Cobre	13,87

### 3.2.5 SUBMODELO TÉRMICO

A inclusão do submodelo térmico da máquina no MDOO possibilita pré-estabelecer restrições na temperatura dos enrolamentos com o intuito de mantê-la em valores compatíveis com a classe de isolamento da máquina.

O modelo térmico apresentado a seguir se baseia no modelo térmico proposto por Sesanga (2011), elaborado sob as seguintes hipóteses:

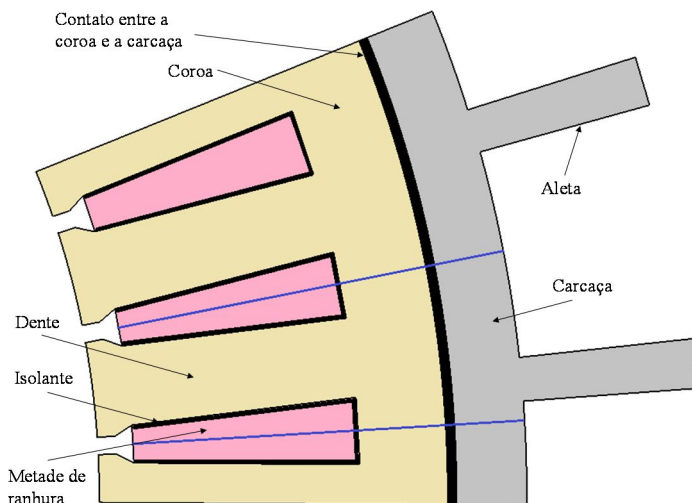
- 1) *Apenas os fenômenos de condução e convecção no nível das aletas serão considerados;*
- 2) *O calor transferido por condução e convecção através do entreferro será desconsiderado;*
- 3) *Considerar-se-á somente o regime térmico permanente;*



- 4) *As únicas fontes de calor consideradas são as perdas joule nos enrolamentos e as perdas no ferro do estator;*
- 5) *O calor é dissipado radialmente.*

Por causa da simetria da máquina, o modelo térmico pode ser definido na região delimitada por um passo de ranhura, conforme ilustrado entre linhas azuis na Fig. 3.13.

Figura 3.13 - Detalhe geométrico das regiões a serem consideradas no submodelo térmico do G1.

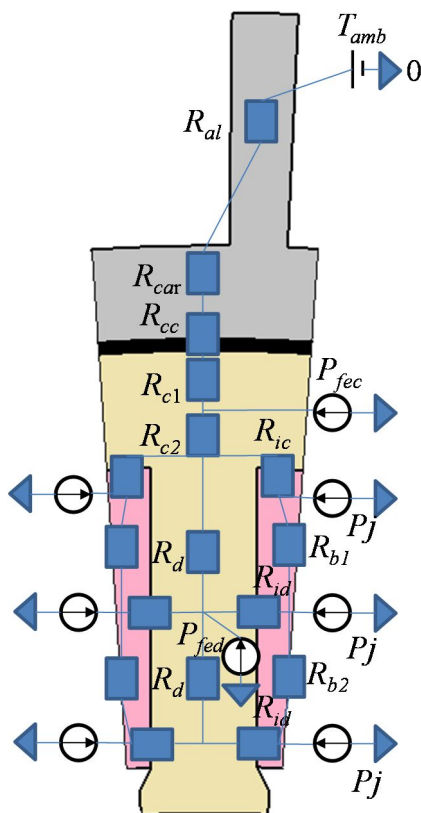


Na Fig. 3.14 é apresentado o circuito equivalente utilizado para calcular a temperatura nos diferentes pontos da máquina. Aqui são apresentadas as diversas resistências térmicas e fontes de calor que compõe o modelo térmico da máquina. Neste modelo, as perdas no ferro em um dente foram consideradas com uma fonte de calor concentrada no meio de um dente ( $P_{fed}$ ), e as perdas num segmento de coroa ( $P_{fec}$ ) foi modelada por meio de uma fonte de calor concentrada no meio desse segmento de coroa. Por outro lado, as perdas joule numa ranhura foram concentradas na parte interior, média e superior de cada metade de ranhura ( $P_j$ ).

O submodelo térmico envolve resistências térmicas de condução e de convecção. Entre as resistências térmicas de condução estão a resistência térmica de cada metade de dente ( $R_d$ ) e de cada região de

coroa ( $R_{c1}$  e  $R_{c2}$ ). Também foram modeladas as resistências térmicas de condução da carcaça ( $R_{car}$ ) e as de contato coroa-carcaça ( $R_{cc}$ ), bem como a resistência térmica do isolante ranhura-dente ( $R_{id}$ ) e ranhura-coroa ( $R_{ic}$ ). Já  $R_{al}$  é uma resistência térmica de convecção no nível das aletas. Para todas as máquinas, será considerada uma temperatura ambiente,  $T_{amb}$ , de 40°C. No Apêndice C é detalhado o cálculo destas resistências térmicas.

Figura 3.14 - Rede de resistências térmicas referente a um passo de ranhura.



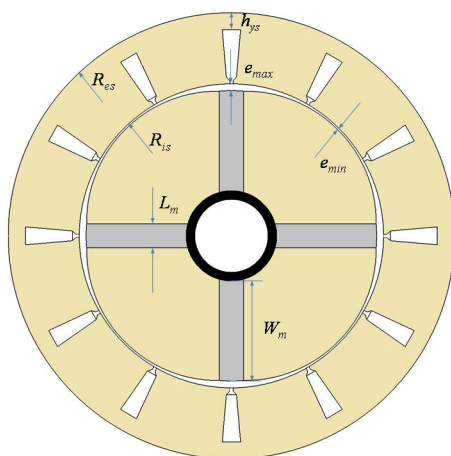
### 3.3 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DA MÁQUINA COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE $q$ INTEIRO

Serão apresentados os submodelos geométrico, magnéticos, elétrico, econômico e térmico do gerador síncrono com ímãs permanentes com concentração de fluxo de ferrite de uma ranhura por polo por fase de rotor interno, ilustrado na Fig. 3.2. Por simplicidade de nomenclatura, esta máquina será denominada apenas de gerador 2, ou G2.

#### 3.3.1 SUBMODELO GEOMÉTRICO

No submodelo geométrico são estabelecidas as diversas relações entre as grandezas geométricas da máquina, onde as principais são mostradas na Fig. 3.15. Esta máquina apresenta idêntico estator que a máquina com ímãs de superfície, de modo que os detalhes de dentes e ranhuras correspondem aos da Fig. 3.8.

Figura 3.15 - Principais dimensões do G2.



Nesta máquina, o entreferro em função do ângulo  $\theta$ , medido em relação ao eixo magnético da peça polar é dado por:

$$e(\theta) = e_{min} + (e_{max} - e_{min}) \left( \theta / \theta_0 \right)^2 \quad (3.22)$$

onde  $\theta_0$  é igual à metade do ângulo correspondente a uma peça polar. As demais relações geométricas correspondentes a esta máquina, bem como o cálculo de volume e massa de material ativo da máquina são detalhadas no Apêndice A.

### 3.3.2 SUBMODELOS MAGNÉTICOS

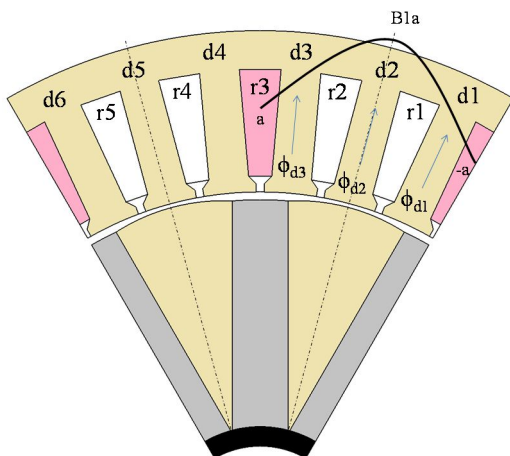
Nesta máquina são utilizados três submodelos magnéticos para determinar o enlace de fluxo dos enrolamentos em posições específicas do rotor, que possibilita calcular a FEM induzida em vazio por fase e as indutâncias síncronas  $L_q$  e  $L_d$ . Estes submodelos são denominados de submodelo de força eletromotriz (FEM), submodelo de indutância máxima ( $L_{max}$ ) e submodelo de indutância mínima ( $L_{min}$ ).

O submodelo de FEM também será utilizado para calcular as perdas no ferro da máquina em vazio, a partir da componente fundamental da indução magnética nos dentes e na coroa do estator. O acréscimo das perdas no ferro, produzido pelos harmônicos de indução magnética no rotor e no estator será desconsiderado.

#### 3.3.2.1 Submodelo de FEM

Na Fig. 3.16 é apresentado um setor da máquina que compreende dois passos polares do G2 de 12 polos, para a posição do rotor em que o enlace de fluxo da fase **a** é máximo. Para esta posição do rotor, o eixo magnético da peça polar à direita se encontra alinhado com o eixo magnético de uma das  $N_{bf}$  bobinas da fase **a**, indicada na figura como  $B_{1a}$ . Nesta posição, o enlace de fluxo nas restantes  $(p-1)$  bobinas da fase **a** também atinge seu valor máximo, e o enlace de fluxo máximo da fase **a** é dado pelo somatório dos enlaces de fluxo em cada bobina da fase **a** na posição indicada na figura. Assim, o valor máximo do enlace de fluxo de uma fase a vazio é dado pelo número de bobinas por fase,  $N_{bf}$ , vezes o enlace de fluxo máximo de uma bobina,  $\lambda_{bob\_max}$ .

Figura 3.16 - Detalhe de dois passos polares de um G2 de 12 polos apresentando uma bobina da fase **a**.



O enlace de fluxo  $\lambda_{bob\ max}$  é função dos fluxos nos dentes d1, d2 e d3 indicados na Fig. 3.16. Por causa da simetria, o fluxo no dente d1 é igual ao fluxo no dente d3, e o fluxo na metade direita do dente d2 é igual ao fluxo na sua metade esquerda. Assim, é preciso calcular somente o fluxo na metade esquerda do dente 2 e o fluxo no dente 3. Para tanto será necessário construir uma rede de relutâncias que envolva a região compreendida entre os dois eixos magnéticos indicados na Fig. 3.16. Na Fig. 3.17 é representado o diagrama de linhas de fluxo magnético da máquina em vazio para esta posição do rotor. Aqui se constata que o fluxo disperso nas ranhuras e nas aberturas das ranhuras é desprezível, bem como o fluxo disperso na base dos ímãs.

Assim, desconsiderando estes fluxos dispersos, o enlace de fluxo de uma bobina é dado pelo produto do número de espiras da bobina,  $N_{eb}$  e a soma dos fluxos nos dentes d1, d2 e d3 ( $\phi_{d1}$ ,  $\phi_{d2}$  e  $\phi_{d3}$ ). Na Fig. 3.18 é apresentada a rede de relutâncias utilizada para calcular estes fluxos. Conforme ilustrado na parte (b) desta figura, o entreferro à direita e esquerda do ímã foi discretizado em 15 relutâncias de comprimento variável. Detalhes destas relutâncias são apresentados no Apêndice B.

Figura 3.17 - Diagrama de linhas de fluxo magnético na posição de enlace de fluxo máximo da fase **a** sem carga.

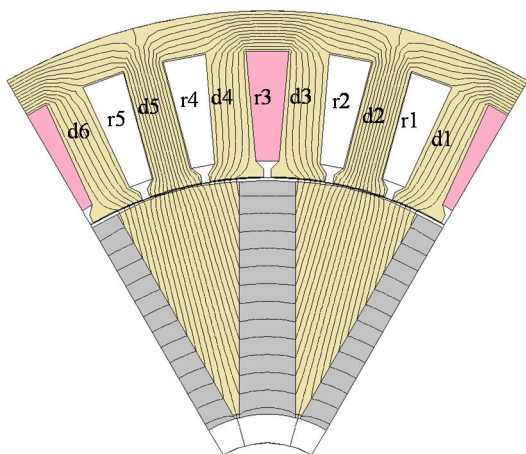
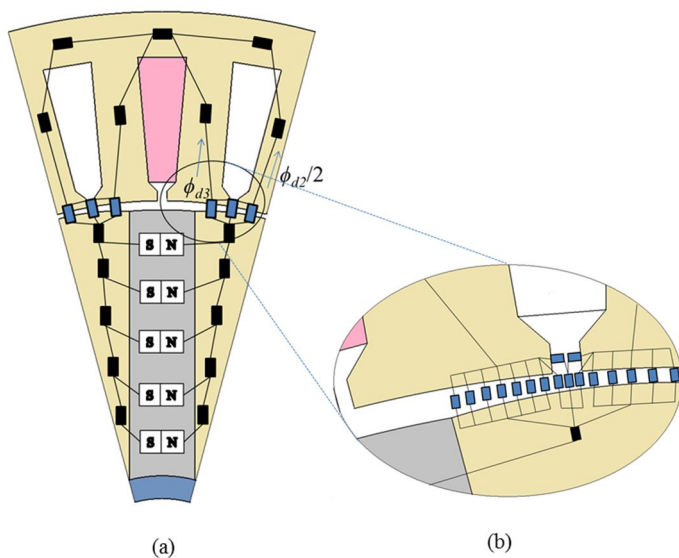


Figura 3.18 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo em vazio por fase no G2. (a) Rede completa. (b) Detalhe das relutâncias no entreferro.



Esta rede de relutâncias permite calcular os fluxos nos dentes d2 e d3. Assim, em virtude da simetria, o enlace de fluxo da bobina é dado por:

$$\lambda_{bob\_max} = N_{eb} \cdot 2 \cdot (\phi_{d2}/2 + \phi_{d3}) \quad (3.23)$$

Assim, desconsiderando os harmônicos do enlace de fluxo, o valor eficaz da força eletromotriz induzida fase-neutro,  $E_{fase}$ , é dada por:

$$E_{fase} = \sqrt{2}\pi f \cdot N_{bf} \cdot \lambda_{bob\_max} \quad (3.24)$$

### 3.3.2.2 Submodelo de indutâncias

O submodelo de indutâncias se baseia na hipótese que a indutância própria de duas fases em série em função da posição do rotor,  $L(\theta)$ , possui apenas valor médio e segundo harmônico não nulo. Nessas condições, a indutância  $L_q$  é igual à metade do valor máximo de  $L(\theta)$  e a indutância  $L_d$  é igual à metade do valor mínimo de  $L(\theta)$  (JONES, 1967). Assim, o cálculo de  $L_{2fs\_max}$  e  $L_{2fs\_min}$  requer o cálculo da indutância própria de duas fases em série para a posição de enlace de fluxo máximo e para a posição de enlace de fluxo mínimo de duas fases em série percorridas pela corrente nominal do gerador. Tanto  $L_{2fs\_max}$  quanto  $L_{2fs\_min}$  são calculados utilizando redes de relutâncias que não incluem as cabeças de bobina. A indutância de cabeça de bobina,  $L_{end}$ , é calculada analiticamente, utilizando as equações (3.9) à (3.11). Assim, as indutâncias síncronas  $L_q$  e  $L_d$  são dadas por:

$$L_q = \frac{L_{2fs\_max}}{2} + L_{end} \quad (3.25)$$

$$L_d = \frac{L_{2fs\_min}}{2} + L_{end} \quad (3.26)$$

### Determinação do potencial magnético nos dentes

As redes de relutâncias utilizadas para calcular o valor máximo e mínimo de indutância própria de duas fases em série requerem que sejam atribuídas fontes de potencial magnético aos dentes do estator. Estas fontes de potencial magnético são independentes da posição do rotor e serão, portanto, utilizadas no submodelo de  $L_{2fs\_max}$  e no submodelo de  $L_{2fs\_min}$ .

Na Fig. 3.19 é apresentado o esquema de ligação de duas fases em série do G2. Denominando de a, b e c o início de cada fase e de -a, -b e -c o fim de cada fase, se a corrente for entrante no lado de bobina b da fase **b** (+), a corrente será saliente no lado de bobina c da fase **c** (-). Adotando que uma corrente entrante no lado de bobina de ida produz uma densidade de corrente positiva, o lado de bobina b apresentará uma densidade de corrente positiva (+) e o lado de bobina c irá apresentar uma densidade de corrente negativa (-). Isto é representado como (+) e (-) na Fig. 3.20.

A definição das fontes de potencial magnético atribuídas aos dentes da máquina é feita com o auxílio da Fig. 3.21. Toda vez que é encontrada uma ranhura com sinal positivo (+), será atribuída uma elevação do potencial magnético igual a  $N_{cr}I$ , e toda vez que encontre uma ranhura com sinal negativo (-), haverá uma queda de potencial magnético  $-N_{cr}I$ . Quando não há corrente na ranhura, o potencial magnético não muda. Logo se subtrai o valor médio desta curva num período e se atribui a cada dente o valor de potencial magnético correspondente à distribuição de potencial magnético definido por esta curva. Utilizando este procedimento se constata, por exemplo, que é preciso atribuir um potencial magnético igual a  $-NI$  ao dente d1, zero para o dente d2 e  $NI$  para o dente d3.

Figura 3.19 - Esquema de ligação de duas fases em série para o cálculo das indutâncias do G2.

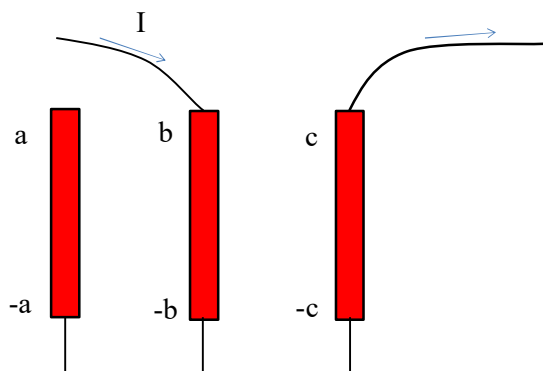




Figura 3.20 – G2 de 4 polos com fase **b** e **c** ligadas em série conforme esquema de ligação da Fig. 3.19. O sentido da densidade de corrente nos lados de bobinas é indicado com + (J entrante) e – (J saliente).

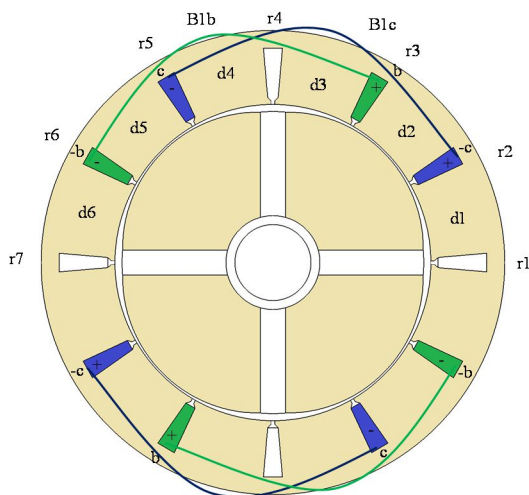
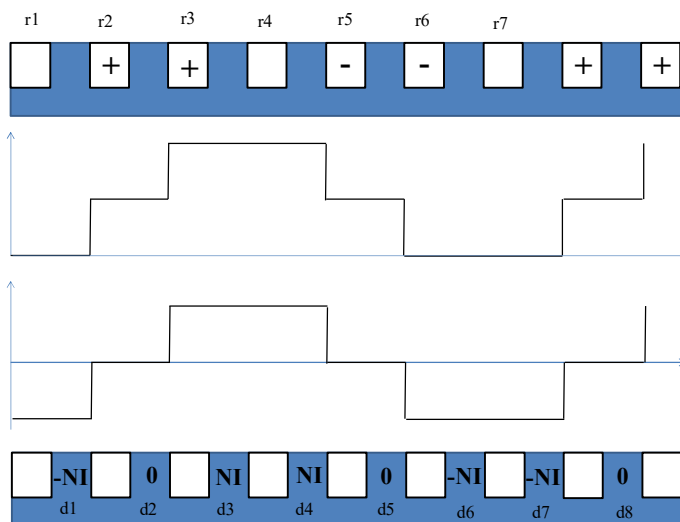


Figura 3.21 - Definição das fontes de potencial magnético atribuídas aos dentes do G2 para a construção da rede de relutância do modelo  $L_{max}$ .



A seguir serão apresentados os modelos de rede de relutâncias utilizadas para calcular as indutâncias próprias  $L_{2fs\_max}$  e  $L_{2fs\_min}$ .

### Submodelo de $L_{max}$

Além de conhecer o potencial magnético de cada dente do estator, é preciso definir as relutâncias envolvidas em cada modelo. Isso será efetuado com auxílio do diagrama de linhas de fluxo magnético na região que compreende os dentes d1 a d3, para a posição do rotor de máximo enlace de fluxo magnético de duas fases em série, indicado na Fig. 3.22.

Para a máquina de 4 polos da Fig. 3.20 na qual as bobinas das fases **b** e **c** foram ligadas em série conforme esquema da Fig. 3.19, constata-se que há  $N_{gbs}$  grupos de bobinas formadas por duas bobinas em série por grupo. Por causa da simetria, os enlaces de fluxo de cada grupo são iguais entre si, de modo que o enlace de fluxo das duas fases ligadas em série é igual a  $N_{gbs}$  vezes o enlace de fluxo de cada grupo de bobinas ligadas em série,  $\lambda_{2bs}$ . Este último pode ser calculado como a soma do enlace de fluxo da bobina B1c e o enlace de fluxo da bobina B1b. O enlace de fluxo da bobina B1c é função do fluxo nos dentes d2, d3 e d4. Por causa da simetria, o fluxo no dente d3 é igual ao fluxo no dente d4. Por outro lado, o enlace de fluxo na bobina B1b é função do fluxo no dente d3, d4 e d5. Também por causa da simetria, o fluxo no dente d5 é igual ao fluxo no dente d2, e as bobinas B1c e B1b apresentam assim igual valor de enlace de fluxo. Assim, para calcular o enlace de fluxo  $\lambda_{2bs}$  é suficiente calcular os fluxos nos dentes d2 e d3, e a rede de relutância pode ser construída entre os dentes d1 e d3. Assim, o enlace de fluxo  $\lambda_{2fs\_max}$  é dado por:

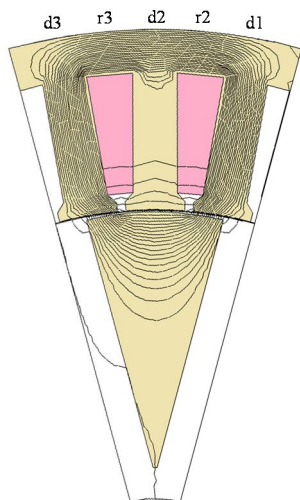
$$\lambda_{2fs\_max} = N_{gbs} \lambda_{2bs} \quad (3.27)$$

$$\lambda_{2bs} = \lambda_{B1b} + \lambda_{B1c} \quad (3.28)$$

onde  $\lambda_{B1b}$  e  $\lambda_{B1c}$  é o enlace de fluxo da bobina B1b e B1c, respectivamente, cujo cálculo requer conhecer a distribuição do fluxo nos dentes d2 e d3.

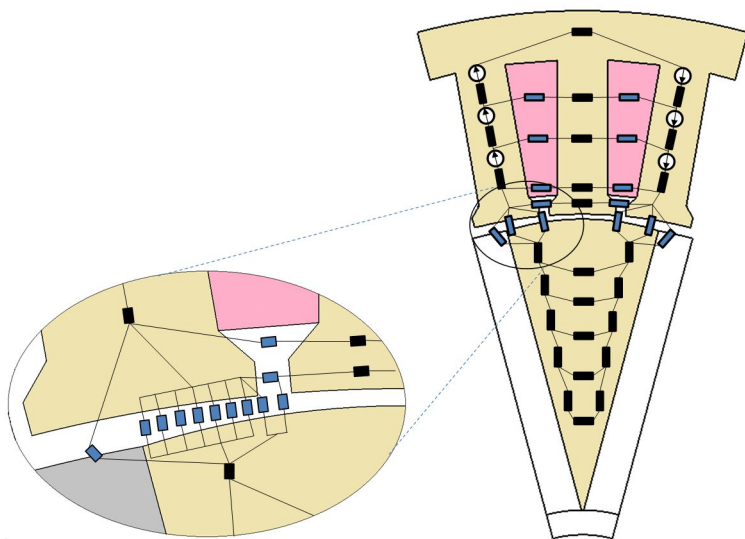
Será utilizado o diagrama de linhas de fluxo magnético do G2 de 12 polos, quando as fases **b** e **c** são ligadas em série e por elas circula a corrente nominal, apresentado na. Fig. 3.22.

Figura 3.22 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase **b** e **c** ligadas em série e corrente nominal na posição de  $L_{max}$  para o G2.



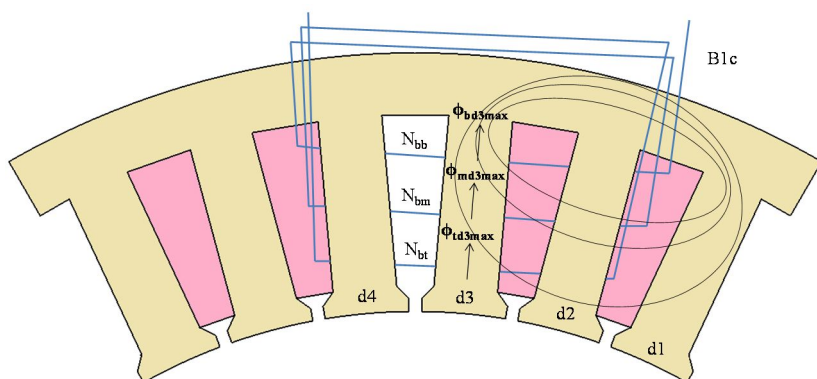
Na Fig. 3.22 se constata que o fluxo disperso através das ranhuras r2 e r3 não é desprezível, bem como o fluxo disperso através das aberturas de ranhura correspondentes. Isso faz que a porção da bobina B1c localizada no fundo das ranhuras enlace mais fluxo que a porção próxima do entreferro. Com o intuito de levar em conta que a componente radial do fluxo varia ao longo de um dente, o modelo de rede de relutâncias foi construído discretizando cada dente em três relutâncias, conforme ilustrado na Fig. 3.23. Também se constata fluxo disperso na região ocupada pelo ímã da direita, entre a parte direita do dente d1 e a porção superior direita da peça polar, bem como na região ocupada pelo ímã da esquerda, entre a parte esquerda do dente d3 e a porção superior esquerda da peça polar. Estes caminhos de fluxo disperso são representados por relutâncias não saturáveis (azul) detalhadas no Apêndice B.

Figura 3.23 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo de duas fases em série para o G2.



Na Fig. 3.24 é ilustrada a bobina B1c, formada por três bobinas em série cujos lados se encontram localizados na base, na parte média e no topo de duas ranhuras.

Figura 3.24 - Detalhe de uma bobina do estator discretizada em três bobinas ligadas em série localizadas no fundo, no médio e no topo da ranhura para o G2.



Por causa da simetria, o enlace de fluxo na bobina B1c,  $\lambda_{B1c}$ , é igual ao enlace de fluxo na bobina B1b,  $\lambda_{B1b}$ . Portanto, o enlace de fluxo de duas bobinas em série  $\lambda_{2bsmax} = 2 \lambda_{B1c}$ . Por outro lado, os dentes d3 e d4 apresentam iguais distribuições de fluxo magnético, isto é, os fluxos na base, na parte média e no topo do dente d4 são iguais aos correspondentes fluxos no dente d3.

O enlace de fluxo  $\lambda_{B1c}$  é calculado em função dos valores de fluxo na base, na parte média e no topo do dente d3 ( $\phi_{bd3max}$ ,  $\phi_{md3max}$  e  $\phi_{td3max}$ ). Assim, levando em conta que  $\phi_{bd4max} = \phi_{bd3max}$ ,  $\phi_{md4max} = \phi_{md3max}$  e  $\phi_{td4max} = \phi_{td3max}$ ,  $\lambda_{2bsmax}$  resulta:

$$\lambda_{2Bsmax} = 4(N_{bb}\phi_{bd3max} + N_{bm}\phi_{md3max} + N_{bt}\phi_{td3max}) \quad (3.29)$$

onde  $N_{bb}$ ,  $N_{bm}$  e  $N_{bt}$  é o número de espiras da bobina cujos lados se encontram na base, na parte média e no topo de duas ranhuras, respectivamente. Como cada dente foi discretizado em três relutâncias de igual comprimento, por serem as ranhuras trapezoidais, a relutância de cada ranhura foi discretizada em três relutâncias de igual seção e diferente comprimento, e o número de condutores da parte inferior da bobina é maior que o correspondente à parte média e superior da bobina. Os detalhes de cálculo são apresentados no Apêndice B. Levando em conta que o número de grupo de bobinas em série,  $N_{gbs}$ , é igual ao número de pares de polos,  $p$ , o valor máximo do enlace de fluxo de duas fases em série é dado por:

$$\lambda_{2fs\_max} = 4p(N_{bb}\phi_{bd3max} + N_{bm}\phi_{md3max} + N_{bt}\phi_{td3max}) \quad (3.30)$$

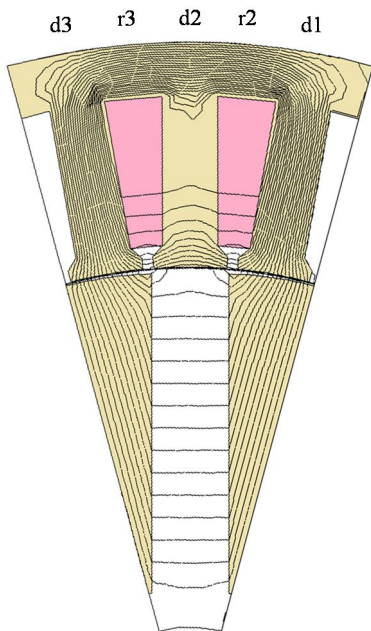
Assim, dado que  $L_{sfs\_max} = \lambda_{2fs\_max}/I$ , substituindo em (3.25), obtém-se a indutância síncrona  $L_q$ :

$$L_q = \frac{2p(N_{bb}\phi_{bd3max} + N_{bm}\phi_{md3max} + N_{bt}\phi_{td3max})}{I} + L_{end} \quad (3.31)$$

### Submodelo de $L_{min}$

O valor de indutância própria mínima de duas fases em série corresponde a uma posição do rotor a 90 graus elétricos em relação à da indutância própria máxima. Conforme se constata na Fig. 3.25, o fluxo magnético possui um caminho de elevada relutância através do ímã, o que torna o fluxo disperso nas ranhuras e dos fechamentos de ranhura ainda mais significativo.

Figura 3.25 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase **b** e **c** ligadas em série e corrente nominal na posição de  $L_{min}$  para o G2.

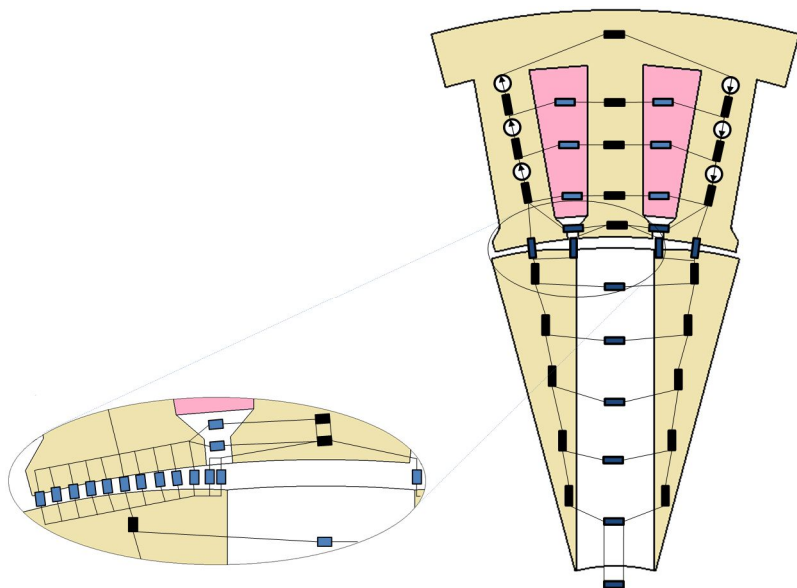


Na Fig. 3.26 é representada a rede de relutâncias utilizada para calcular  $L_{min}$ , bem como um detalhe desta rede na região do entreferro. Neste modelo, o fluxo disperso na base da região ocupada pelos ímãs foi modelado por meio de uma relutância linear (azul). Os detalhes destas relutâncias são apresentados no Apêndice B.

O valor mínimo do enlace de fluxo de duas fases em série  $\lambda_{2fs\_min}$  é calculado em função dos valores de fluxo no dente d3 ( $\phi_{bd3min}$ ,  $\phi_{md3min}$  e  $\phi_{td3min}$ ) como:

$$\lambda_{2fs\_min} = 4p(N_{ebb}\phi_{bd3min} + N_{ebm}\phi_{md3min} + N_{ebt}\phi_{td3min}) \quad (3.32)$$

Figura 3.26 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo mínimo de duas fases em série.



Por fim, a indutância  $L_d$  é calculada substituindo em (3.26) como:

$$L_d = \frac{2p(N_{bb}\phi_{bd3min} + N_{bm}\phi_{md3min} + N_{bt}\phi_{td3min})}{I} + L_{end} \quad (3.33)$$

### 3.3.3 SUBMODELO ELÉTRICO

O submodelo elétrico permite calcular a seção de fio de cobre, o número de espiras, o desempenho (potência de saída, frequência, rendimento) a partir das dimensões, do fluxo, das indutâncias e das perdas. Este submodelo utiliza como entradas diversos parâmetros de saída do modelo magnético.

#### 3.3.3.1 Diagrama fasorial em regime permanente

A relação entre a tensão a plena carga, a tensão a vazio (FEM), a resistência dos enrolamentos e as indutâncias síncronas é realizada utilizando o diagrama fasorial da máquina em regime permanente. É





### **3.3.3.2 Cálculo de perdas**

O cálculo das perdas é realizado conforme detalhado na seção 3.2.3.1.

### **3.3.4 SUBMODELO ECONÔMICO**

Este modelo é idêntico ao utilizado para a máquina de ímãs de superfície abordado na seção 3.2.4.

### **3.3.5 SUBMODELO TÉRMICO**

Este modelo é idêntico ao utilizado para a máquina de ímãs de superfície abordado na seção 3.2.5.

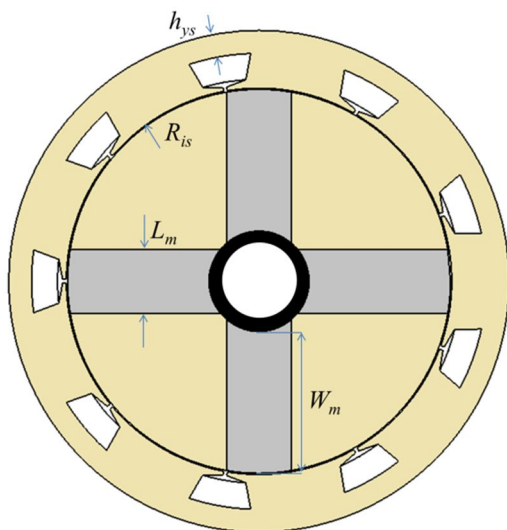
## **3.4 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DA MÁQUINA COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR INTERNO E $q$ FRACIONÁRIO**

Nesta seção serão apresentados os submodelos geométrico, magnéticos, elétrico, econômico e térmico do gerador síncrono com ímãs permanentes com concentração de fluxo de ferrite de 0,75 ranhura por polo por fase, ilustrado na Fig. 3.3 e denominado doravante de gerador 3, ou simplesmente de G3.

### **3.4.1 SUBMODELO GEOMÉTRICO**

No modelo geométrico são estabelecidas as diversas relações entre as grandezas geométricas da máquina. Neste modelo está incluso o cálculo de volume e massa de material ativo da máquina. Na Fig. 3.28 são apresentadas as principais dimensões do G3. Detalhes deste modelo são apresentados no Apêndice A.

Figura 3.28 – Principais dimensões do G3.



### 3.4.2 SUBMODELOS MAGNÉTICOS

A seguir serão apresentados os três submodelos magnéticos do gerador 3.

#### 3.4.2.1 Submodelo de FEM

Na Fig. 3.29 é apresentado um setor simétrico de uma máquina de 16 pólos, para a posição do rotor em que o enlace de fluxo da fase **b** é máximo.

Cada setor simétrico compreende quatro passos polares e três bobinas por fase. Nesta posição do rotor, o eixo magnético de uma das quatro peças polares do setor simétrico se encontra alinhada com o eixo magnético de uma das três bobinas da fase **b** (bobina B1b). Este alinhamento se repete para os restantes  $N_{ss}-1$  setores simétricos da máquina, e o enlace de fluxo máximo da fase **b** será dado pelo enlace de fluxo em cada grupo de três bobinas que compõe um setor simétrico ( $\lambda_{ss\_max}$ ) vezes o número de setores simétricos ( $N_{ss}$ ).

Figura 3.29 - Detalhe de quatro polos de um G3 de 16 polos apresentando três bobinas da fase **b**.

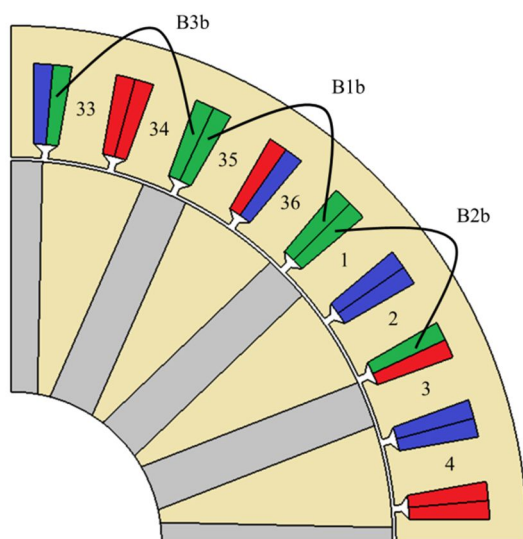
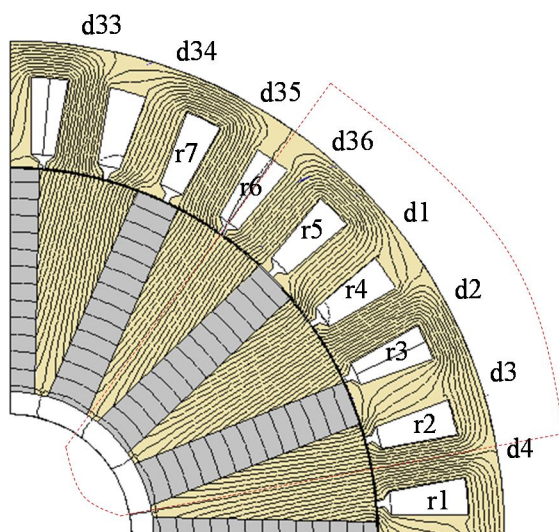


Figura 3. 30 - Diagrama de linhas de fluxo magnético na posição de enlace de fluxo máximo da fase **b** do G3 sem carga.

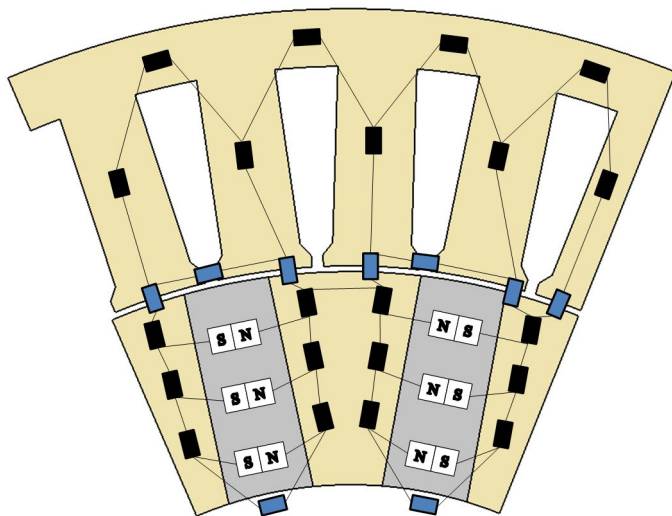


O enlace de fluxo  $\lambda_{ss\_max}$  é dado pela soma dos enlaces de fluxo das bobinas B1b, B2b e B3b. Por causa da simetria, as bobinas B2b e B3b apresentam iguais valores de enlaces de fluxo, e o fluxo magnético no dente d35 é idêntico ao do dente d36. Assim, é preciso calcular somente o fluxo nos dentes d1, d2 e d36. Na Fig. 3.30 é apresentado o diagrama de linhas de fluxo magnético para a máquina em vazio nesta posição do rotor. Nela é indicada a região da máquina que precisa ser modelada por redes de relutâncias para calcular os fluxos de interesse. Aqui se constata que o fluxo disperso nas ranhuras é desprezível. Por outro lado, o caminho de fluxo disperso nas aberturas das ranhuras bem como na base dos ímãs será modelado.

A Fig. 3.31 mostra a rede de relutâncias construída a partir da distribuição de linhas de fluxo magnético da Fig. 3.30. Utilizando esta rede de relutâncias são calculados os fluxos  $\phi_{d1}$ ,  $\phi_{d2}$  e  $\phi_{d36}$ , e o enlace de fluxo da fase **b** é dado por:

$$\lambda_{fase\_max} = N_{ss}N_{eb}[2\phi_{d36} + 2(\phi_{d1} + \phi_{d2})] \quad (3.38)$$

Figura 3.31 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo em vazio por fase para o G3.



De posse no valor máximo do enlace de fluxo por fase e desprezando os harmônicos do enlace de fluxo, o valor eficaz da força eletromotriz induzida fase-neutro,  $E_{fase}$ , é calculada como:

$$E_{fase} = \sqrt{2}\pi f \cdot \lambda_{fase\_max} \quad (3.39)$$

### 3.4.2.2 Submodelo de indutâncias

O modelo de indutâncias se baseia nos supostos já mencionados na seção 3.3.2.2, e as indutâncias  $L_d$  e  $L_q$  são calculadas utilizando (3.25) e (3.26), para o qual é preciso calcular os valores máximo e mínimo da indutância própria de duas fases em série,  $L_{2fs\_max}$  e  $L_{2fs\_min}$ , bem como a indutância de cabeça de bobina,  $L_{end}$ . Na sequência será apresentado o cálculo de  $L_{2fs\_max}$  e  $L_{2fs\_min}$  utilizando redes de relutâncias. O cálculo de  $L_{end}$  será feito analiticamente utilizando (3.9) a (3.11).

### Determinação do potencial magnético nos dentes

As redes de relutâncias utilizadas para calcular os valores máximos e mínimos de indutância própria de duas fases em série requerem que sejam atribuídas fontes de potencial magnético aos dentes do estator. Estas fontes de potencial magnético são independentes da posição do rotor e serão, portanto, utilizadas no modelo de  $L_{2fs\_max}$  e no modelo de  $L_{2fs\_min}$ .

Na Fig. 3.32 é apresentado o esquema de ligação de duas fases em série do G3. Denominando de a, b e c o início de cada fase e -a, -b e -c o fim de cada fase, se a corrente for entrante no lado de bobina a da fase **a** (+), a corrente será saliente no lado de bobina c da fase **c** (-). Adotando que uma corrente entrante no lado de bobina de ida produz uma densidade de corrente positiva, o lado de bobina a apresentará uma densidade de corrente positiva (+) e o lado de bobina c irá apresentar uma densidade de corrente negativa (-). Isto é representado com o sinal (+) e o sinal (-) na Fig. 3.33.

Na Fig. 3.33 é ilustrada a ligação de uma máquina de 4 polos em que as fases **a** e **c** foram ligadas em série conforme esquema da Fig. 3.32, que permite definir as fontes de potencial magnético atribuídas aos dentes da máquina. Toda vez que é encontrada uma ranhura com sinal positivo (+), será atribuída uma elevação do potencial magnético igual a  $N_{cr}I$ , e toda vez que encontre uma ranhura com sinal negativo (-), haverá uma queda de potencial magnético  $-N_{cr}I$ . Quando não há corrente na ranhura, o potencial magnético não muda. Logo se

subtrai o valor médio desta curva num período e se atribui a cada dente o valor de potencial magnético correspondente à distribuição de potencial magnético definido por esta curva.

Figura 3.32 - Esquema de ligação de duas fases em série para o cálculo das indutâncias no G3.

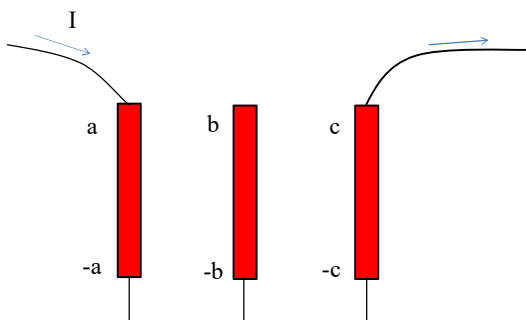
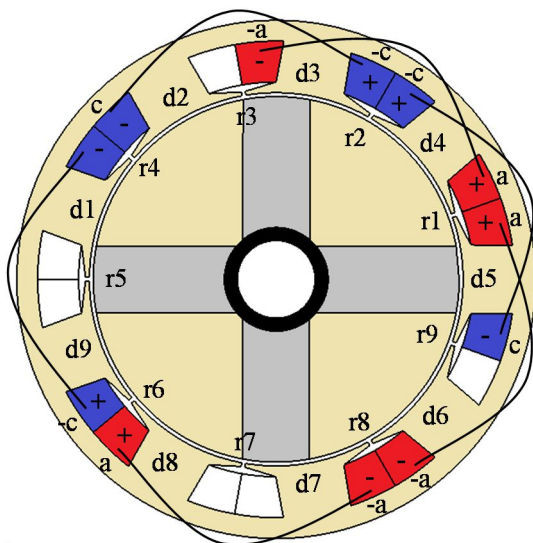
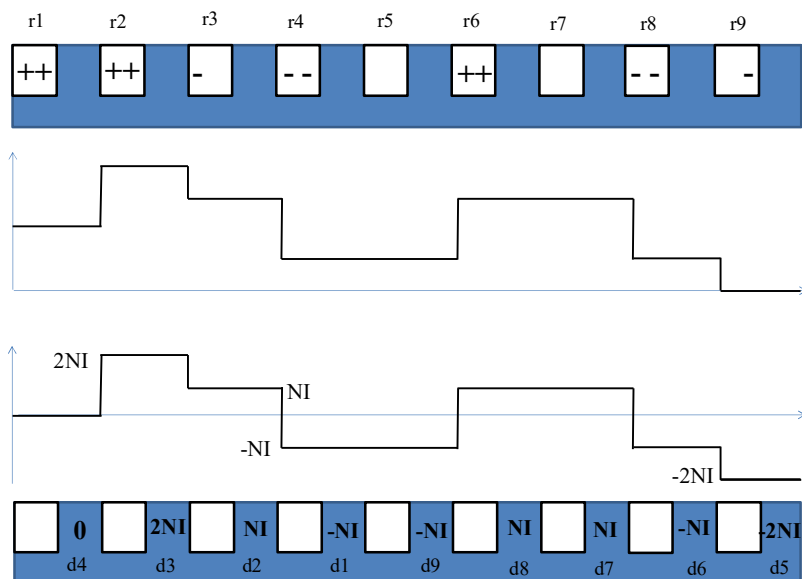


Figura 3.33 – Detalhe da ligação da fase **a** em série com a fase **c** utilizado para determinar a distribuição de potencial magnético nos dentes no G3.



Utilizando este procedimento se constata, por exemplo, que é preciso atribuir o potencial magnético  $-NI$  ao dente d1,  $NI$  para o dente d2 e  $2NI$  para o dente d3.

Figura 3.34 – Distribuição de potencial magnético nos dentes quando as fases **a** e **c** do G3 são ligadas em série.



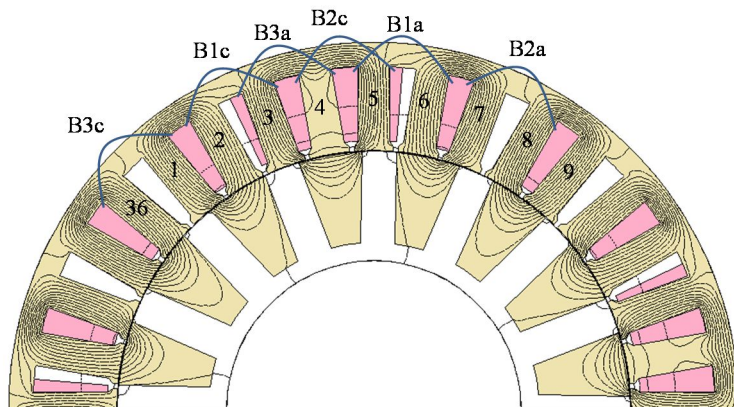
### Submodelo de $L_{\max}$

Uma vez definidas as fontes de potencial magnético envolvidas na rede de relutâncias, é preciso definir as relutâncias envolvidas. Isso será efetuado com auxílio de um diagrama de linhas de fluxo magnético na região que compreende os dentes d1 a d9, para a posição do rotor da Fig. 3.33.

Será utilizado o diagrama de linhas de fluxo magnético da máquina de 16 polos, quando as fases **a** e **c** são ligadas em série e por elas circula a corrente nominal. Na Fig. 3.35 é apresentada a distribuição de linhas de fluxo magnético correspondente.

Na Fig. 3.35 se constata que o fluxo disperso através das ranhuras não é desprezível, bem como o fluxo disperso através das aberturas de ranhura correspondentes.

Figura 3. 35 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase **a** e **c** ligadas em série e corrente nominal na posição de  $L_{max}$  para o G3.



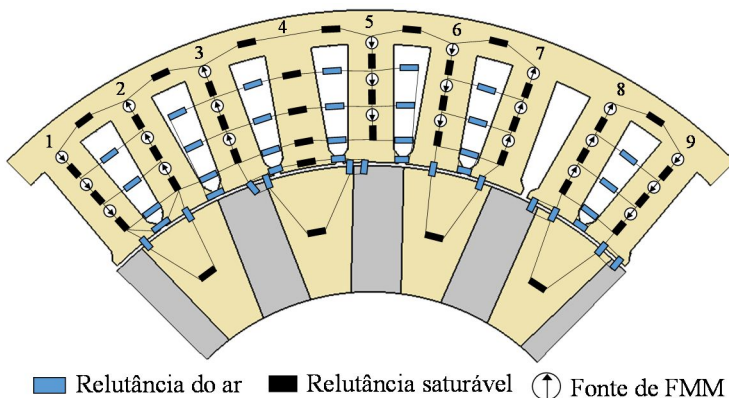
Para a construção do modelo de redes de relutâncias, cada ranhura foi discretizada na direção radial em três camadas de igual altura, de modo que cada bobina pode ser vista como três bobinas ligadas em série com  $k_s N_{eb}$ ,  $k_m N_{eb}$  e  $k_i N_{eb}$  espiras cada, sendo  $N_{eb}$  o número de espiras por bobina e  $k_s$ ,  $k_m$  e  $k_i$  a relação entre a seção transversal de cada camada e a seção da ranhura, dados por:

$$\begin{aligned}
 k_s &= \frac{sd}{6S_{ran}} \left( \frac{5}{3} h_a + \frac{1}{3} h_b \right) \\
 k_m &= \frac{sd}{6S_{ran}} (h_a + h_b) \\
 k_i &= \frac{sd}{6S_{ran}} \left( \frac{1}{3} h_a + \frac{5}{3} h_b \right)
 \end{aligned} \tag{3.40}$$

Na Fig. 3.36 é apresentada a rede de relutâncias construída a partir do diagrama de linhas de fluxo magnético da Fig. 3.35. Os detalhes de cálculo das relutâncias envolvidas na rede são apresentados no Apêndice B.



Figura 3.36 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo de duas fases em série para o G3.



Assim, o valor máximo da indutância própria de duas fases,  $L_{2fs_{max}}$  é calculado como:

$$L_{2fs_{max}} = \frac{N_{ss}}{I} \left( \lambda_{B1a_{max}} + \lambda_{B2a_{max}} + \lambda_{B3a_{max}} + \lambda_{B1c_{max}} + \lambda_{B2c_{max}} + \lambda_{B3c_{max}} \right) \quad (3.41)$$

onde  $\lambda_{Bxy_{max}}$  é o enlace de fluxo da x-ésima bobina ( $x = 1, 2, 3$ ) da fase y (**a**, **b**, **c**) na posição de enlace de fluxo máximo. O cálculo dos enlaces de fluxo  $\lambda_{Bxy_{max}}$  é realizado levando em conta, por causa do fluxo disperso através das ranhuras, o fluxo ao longo de cada dente na direção radial varia. Assim, identificando com o subíndice i, m e s o fluxo na parte inferior, médio e superior de cada dente, respectivamente, o  $\lambda_{Bxy_{max}}$  é dado por (3.42) a (3.47):

$$\lambda_{B1a_{max}} = N_{eb} [k_s(\phi_{d5s} + \phi_{d6s}) + k_m(\phi_{d5m} + \phi_{d6m}) + k_i(\phi_{d5i} + \phi_{d6i})] \quad (3.42)$$

$$\lambda_{B2a_{max}} = N_{eb} [k_s(\phi_{d7s} + \phi_{d8s}) + k_m(\phi_{d7m} + \phi_{d8m}) + k_i(\phi_{d7i} + \phi_{d8i})] \quad (3.43)$$

$$\lambda_{B3a_{max}} = N_{eb} [k_s(\phi_{d3s} + \phi_{d4s}) + k_m(\phi_{d3m} + \phi_{d4m}) + k_i(\phi_{d3i} + \phi_{d4i})] \quad (3.44)$$

$$\lambda_{B1c_{max}} = N_{eb} [k_s(\phi_{d2s} + \phi_{d3s}) + k_m(\phi_{d2m} + \phi_{d3m}) + k_i(\phi_{d2i} + \phi_{d3i})] \quad (3.45)$$

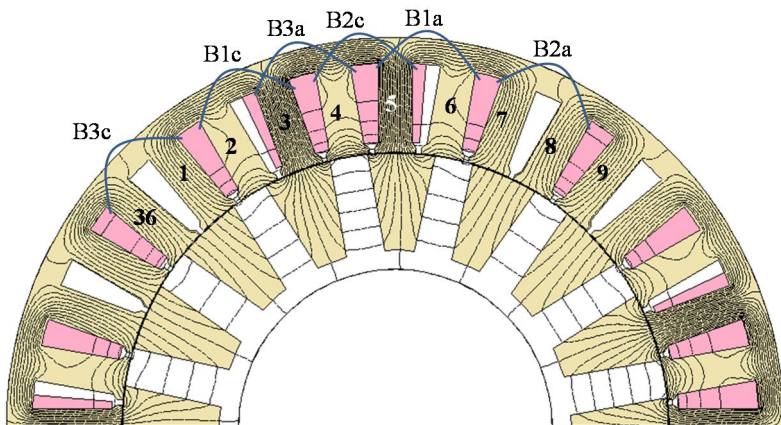
$$\lambda_{B2c,max} = N_{eb}[k_s(\phi_{d4s} + \phi_{d5s}) + k_m(\phi_{d4m} + \phi_{d5m}) + k_i(\phi_{d4i} + \phi_{d5i})] \quad (3.46)$$

$$\lambda_{B3c,max} = N_{eb}[k_s(\phi_{d9s} + \phi_{d1s}) + k_m(\phi_{d9m} + \phi_{d1m}) + k_i(\phi_{d9i} + \phi_{d1i})] \quad (3.47)$$

### Submodelo de $L_{min}$

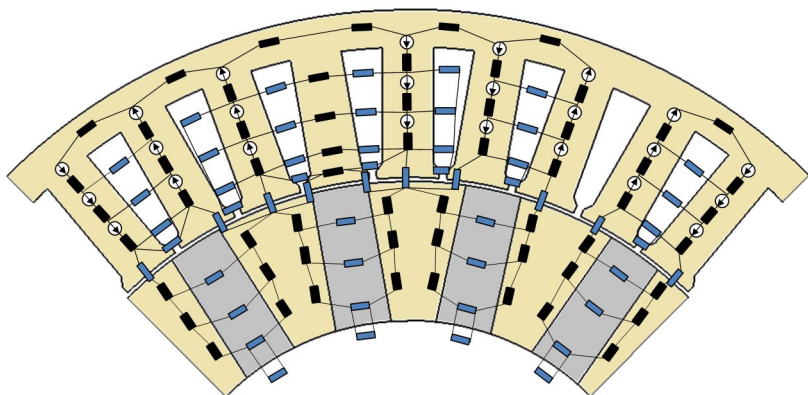
O cálculo do valor mínimo da indutância própria de duas fases em série necessita do cálculo do enlace de fluxo nas mesmas bobinas envolvidas no cálculo de  $L_{max}$ , mas para uma posição deslocada de metade de passo polar em reação à posição anterior. A Fig. 3.37 apresenta o diagrama de linhas de fluxo magnético utilizada para construir a rede de relutâncias utilizada para calcular o  $L_{min}$ .

Figura 3.37 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase **a** e **c** ligadas em série e corrente nominal na posição de  $L_{min}$  para o G3.



Na rede de relutâncias da Fig. 3.38 foram também incluídos os caminhos de fluxo disperso nos ímãs. O detalhe de cálculo destas relutâncias é dado no Apêndice B.

Figura 3.38 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo mínimo de duas fases em série para o G3.



Assim, o valor mínimo da indutância própria de duas fases,  $L_{2fsmin}$  é calculado como:

$$L_{2fs\_min} = \frac{N_{ss}}{I} \left( \lambda_{B1a\_min} + \lambda_{B2a\_min} + \lambda_{B3a\_min} + \lambda_{B1c\_min} + \lambda_{B2c\_min} + \lambda_{B3c\_min} \right) \quad (3.48)$$

onde  $\lambda_{Bxy\_min}$  é o enlace de fluxo da x-éssima bobina ( $x = 1, 2, 3$ ) da fase y (**a**, **b**, **c**) na posição de enlace de fluxo mínimo, dado por:

$$\lambda_{B1a\_min} = N_{eb} [k_s(\phi_{d5s} + \phi_{d6s}) + k_m(\phi_{d5m} + \phi_{d6m}) + k_i(\phi_{d5i} + \phi_{d6i})] \quad (3.49)$$

$$\lambda_{B2a\_min} = N_{eb} [k_s(\phi_{d7s} + \phi_{d8s}) + k_m(\phi_{d7m} + \phi_{d8m}) + k_i(\phi_{d7i} + \phi_{d8i})] \quad (3.50)$$

$$\lambda_{B3a\_min} = N_{eb} [k_s(\phi_{d3s} + \phi_{d4s}) + k_m(\phi_{d3m} + \phi_{d4m}) + k_i(\phi_{d3i} + \phi_{d4i})] \quad (3.51)$$

$$\lambda_{B1c\_min} = N_{eb} [k_s(\phi_{d2s} + \phi_{d3s}) + k_m(\phi_{d2m} + \phi_{d3m}) + k_i(\phi_{d2i} + \phi_{d3i})] \quad (3.52)$$

$$\lambda_{B2c\_min} = N_{eb} [k_s(\phi_{d4s} + \phi_{d5s}) + k_m(\phi_{d4m} + \phi_{d5m}) + k_i(\phi_{d4i} + \phi_{d5i})] \quad (3.53)$$

$$\lambda_{B3c\_min} = N_{eb} [k_s(\phi_{d9s} + \phi_{d1s}) + k_m(\phi_{d9m} + \phi_{d1m}) + k_i(\phi_{d9i} + \phi_{d1i})] \quad (3.54)$$

Os detalhes de cálculo das relutâncias envolvidas na rede são apresentados no Apêndice B.

### **3.4.3 SUBMODELO ELÉTRICO**

O submodelo elétrico desta máquina é idêntico ao apresentado na seção 3.3.3.

### **3.4.4 SUBMODELO ECONÔMICO**

O submodelo econômico desta máquina é idêntico ao apresentado na seção 3.3.4.

### **3.4.5 SUBMODELO TÉRMICO**

O submodelo térmico desta máquina é idêntico ao apresentado na seção 3.3.5.

## **3.5 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DA MÁQUINA COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR EXTERNO E $q$ FRACIONÁRIO**

A seguir serão apresentados os submodelos geométrico, magnéticos, elétrico, econômico e térmico do gerador síncrono com ímãs permanentes com concentração de fluxo de 0,75 ranhura por polo por fase de rotor externo, denominado na tese de gerador 4, ou simplesmente G4, mostrado na Fig. 3.4.

### **3.5.1 SUBMODELO GEOMÉTRICO**

A Fig. 3.39 mostra as dimensões gerais do G4, onde foi indicada em preto a estrutura de suporte de rotor. A Fig. 3.40 mostra os detalhes de uma ranhura e suas dimensões.

Figura 3.39 - Principais dimensões do G4.

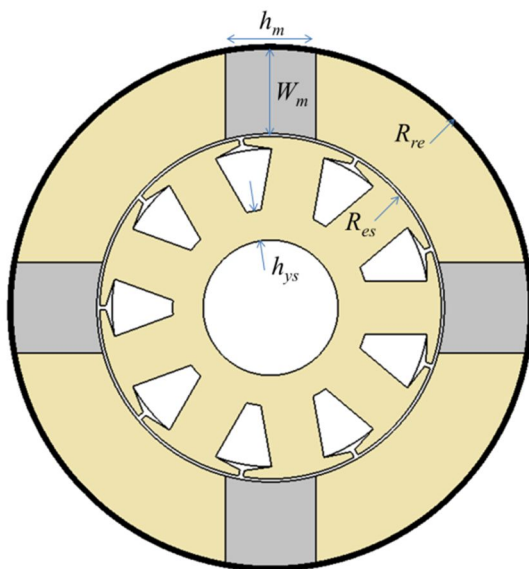
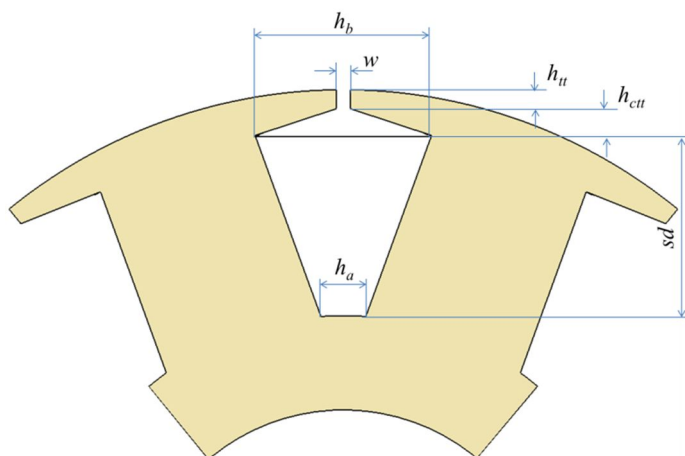


Figura 3.40 - Detalhes das ranhuras e suas principais dimensões do G4.



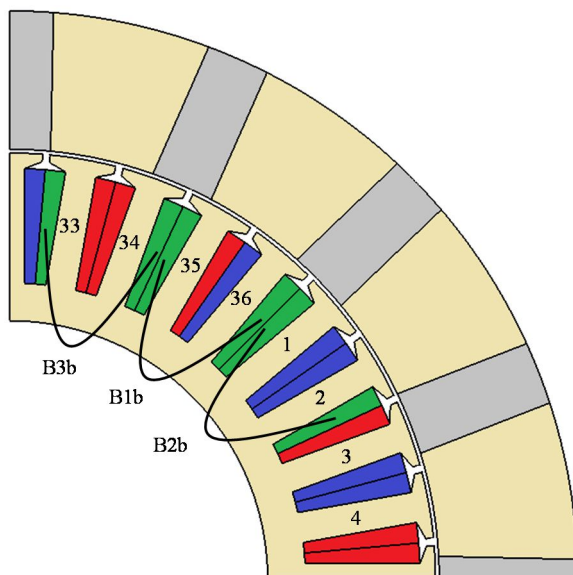
### 3.5.2 SUBMODELOS MAGNÉTICOS

O submodelo de FEM e de indutâncias serão apresentados a seguir.

#### 3.5.2.1 Submodelo de FEM

Na Fig. 3.41 é apresentado um setor simétrico de uma máquina de 16 polos, para a posição do rotor em que o enlace de fluxo da fase **b** é máximo.

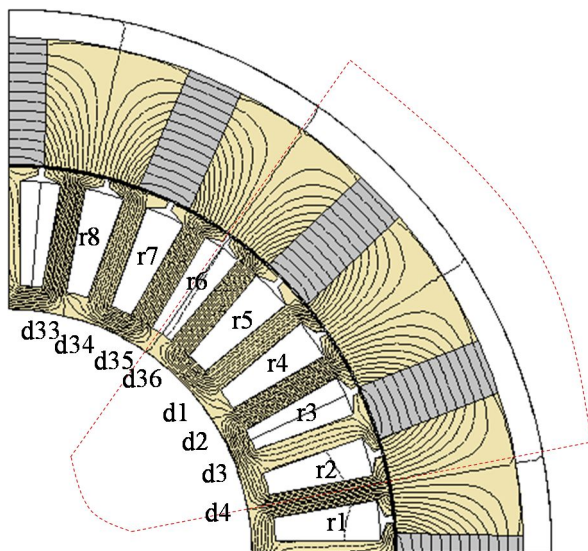
Figura 3.41 - Detalhe de quatro polos de um G4 de 16 polos apresentando três bobinas da fase **b**.



Cada setor simétrico compreende quatro polos e três bobinas por fase. Nesta posição do rotor, o eixo magnético de uma das quatro peças polares do setor simétrico se encontra alinhada com o eixo magnético de uma das três bobinas da fase **b** (bobina B1b). Este alinhamento se repete para os restantes  $N_{ss}-1$  setores simétricos da máquina, e o enlace de fluxo máximo da fase **b** será dado pelo enlace de fluxo em cada grupo de três bobinas que compõe um setor simétrico ( $\lambda_{ss\_max}$ ) vezes o número de setores simétricos ( $N_{ss}$ ).

O enlace de fluxo  $\lambda_{ss\_max}$  é dado pela soma dos enlaces de fluxo das bobinas B1b, B2b e B3b. Por causa da simetria, as bobinas B2b e B3b apresentam iguais valores de enlaces de fluxo, e o fluxo magnético no dente 35 é idêntico ao do dente 36. Assim, é preciso calcular somente o fluxo nos dentes 1, 2 e 36. Na Fig. 3.42 é apresentado o diagrama de linhas de fluxo magnético para a máquina em vazio nesta posição do rotor. Nela é indicada a região da máquina que precisa ser modelada por redes de relutâncias para calcular os fluxos de interesse. Aqui se constata que o fluxo disperso nas ranhuras é desprezível. Por outro lado, o caminho de fluxo disperso nas aberturas das ranhuras bem como na parte externa dos ímãs será modelado.

Figura 3.42 - Diagrama de linhas de fluxo magnético na posição de enlace de fluxo máximo da fase **b** do G4 sem carga.



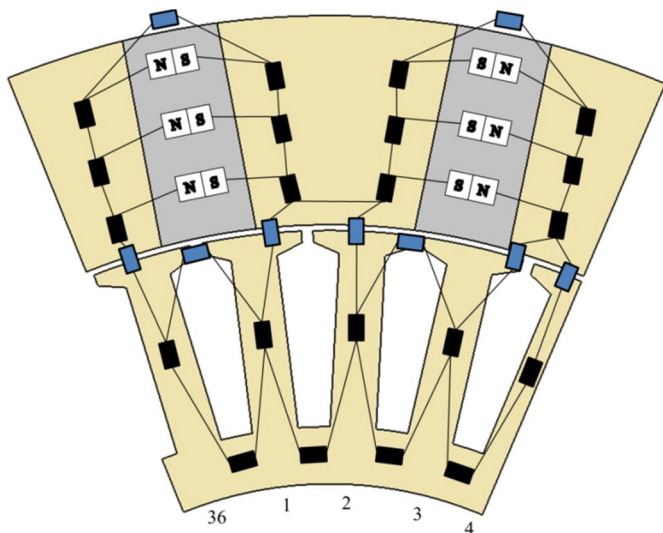
A Fig. 3.43 apresenta a rede de relutância construída a partir do diagrama de linhas de fluxo magnético da Fig. 3.42. Esta rede de relutância é semelhante à do G3 em virtude das distribuições de fluxo magnético a vazio serem semelhantes.

Assim, o enlace de fluxo da fase **b** é dado por:

$$\lambda_{fase\_max} = N_{ss}N_{eb}[2\phi_{d36} + 2(\phi_{d1} + \phi_{d2})] \quad (3.55)$$

Por fim, desconsiderando os harmônicos do enlace de fluxo, o valor eficaz da força eletromotriz induzida fase-neutro,  $E_{fase}$ , é calculada utilizando (3.39).

Figura 3.43 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo a vazio por fase do G4.



### 3.5.2.2 Submodelo de indutâncias

O submodelo de indutâncias se baseia nos supostos já mencionados na seção 3.3.2.2, e as indutâncias  $L_d$  e  $L_q$  são calculadas utilizando (3.25) e (3.26), para o qual é preciso calcular os valores máximo e mínimo da indutância própria de duas fases em série,  $L_{2fs\_max}$  e  $L_{2sf\_min}$ , bem como a indutância de cabeça de bobina,  $L_{end}$ . Na sequência será apresentado o cálculo de  $L_{2fs\_max}$  e  $L_{2fs\_min}$  utilizando redes de relutâncias. O cálculo de  $L_{end}$  será feito analiticamente utilizando (3.9) a (3.11).

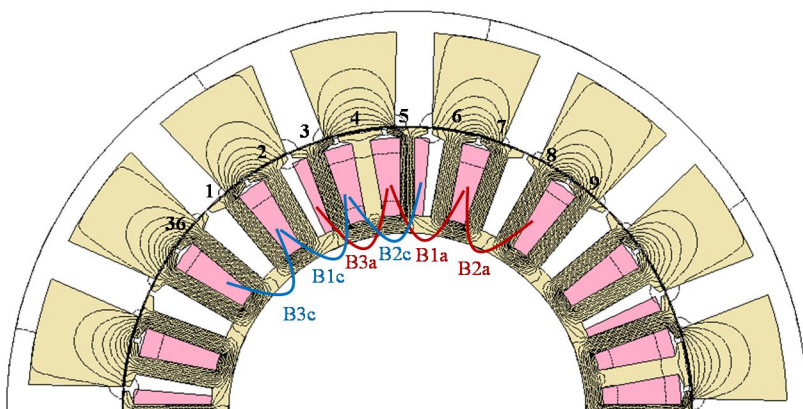
#### Submodelo de $L_{max}$

Em virtude de esta máquina possuir o mesmo tipo de enrolamento que a máquina da seção anterior, esta apresenta a distribuição de potencial magnético dado pela Fig. 3.34. Resta agora identificar as relutâncias envolvidas na posição de  $L_{max}$ . Isso será efetuado com



auxílio de um diagrama de linhas de fluxo magnético na região que compreende os dentes d1 a d9, para a posição do rotor da Fig. 3.41. Este diagrama de linhas de fluxo magnético, quando as fases **a** e **c** são ligadas em série com os ímãs removidos e circulando a corrente nominal pelas fases, é apresentado Fig. 3.44.

Figura 3.44 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase **a** e **c** ligadas em série e corrente nominal na posição de  $L_{max}$  para o G4.



Constata-se que o fluxo disperso através das ranhuras não é desprezível, bem como o fluxo disperso através das aberturas de ranhura correspondentes, fazendo que condutores localizados no topo da ranhura sejam enlaçados por menos fluxo que os condutores localizados no fundo da ranhura. Para o modelo, cada ranhura foi discretizada na direção radial em três camadas de igual altura, de modo que cada bobina pode ser vista como três bobinas ligadas em série com  $k_i N_{eb}$ ,  $k_m N_{eb}$  e  $k_s N_{eb}$  espiras cada, sendo  $N_{eb}$  o número de espiras por bobina e  $k_i$ ,  $k_m$  e  $k_s$  a relação entre a seção transversal de cada camada e a seção da ranhura, dados por (3.46).

$$\begin{aligned}
 k_i &= \frac{sd}{6S_{ran}} \left( \frac{5}{3} h_a + \frac{1}{3} h_b \right) \\
 k_m &= \frac{sd}{6S_{ran}} (h_a + h_b) \\
 k_s &= \frac{sd}{6S_{ran}} \left( \frac{1}{3} h_a + \frac{5}{3} h_b \right)
 \end{aligned} \tag{3.56}$$

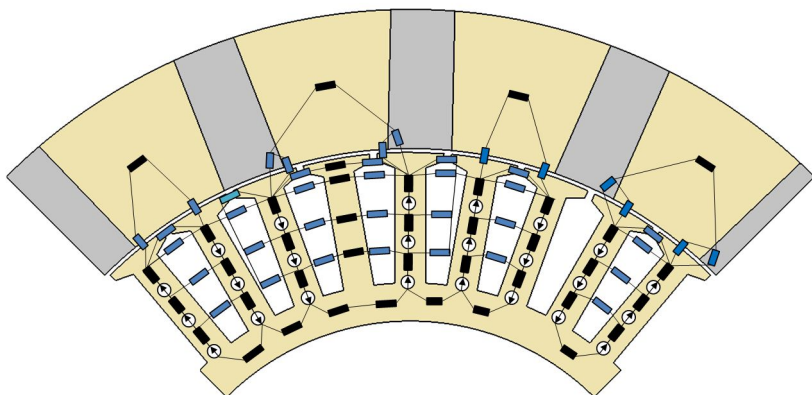
A Fig. 3.45 mostra a rede de relutâncias obtida a partir da análise da Fig. 4.44. Os detalhes de cálculo das relutâncias envolvidas na rede são apresentados no Apêndice B.

O valor máximo da indutância própria de duas fases,  $L_{2fs_{max}}$  é calculado como:

$$L_{2fs_{max}} = \frac{N_{ss}}{I} \left( \lambda_{B1a_{max}} + \lambda_{B2a_{max}} + \lambda_{B3a_{max}} + \lambda_{B1c_{max}} + \lambda_{B2c_{max}} + \lambda_{B3c_{max}} \right) \quad (3.57)$$

onde  $\lambda_{Bxy_{max}}$  é o enlace de fluxo da x-ésima bobina ( $x = 1, 2, 3$ ) da fase y (a, b, c) na posição de enlace de fluxo máximo.

Figura 3.45 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo de duas fases em série no G4.



Assim, identificando com o subíndice i, m e s o fluxo na parte inferior, médio e superior de cada dente, respectivamente, o  $\lambda_{Bxy_{max}}$  é dado por (3.41).

$$\lambda_{B1a_{max}} = N_{eb} [k_i(\phi_{d5i} + \phi_{d6i}) + k_m(\phi_{d5m} + \phi_{d6m}) + k_s(\phi_{d5s} + \phi_{d6s})] \quad (5.58)$$

$$\lambda_{B2a_{max}} = N_{eb} [k_i(\phi_{d7i} + \phi_{d8i}) + k_m(\phi_{d7m} + \phi_{d8m}) + k_s(\phi_{d7s} + \phi_{d8s})] \quad (5.59)$$

$$\lambda_{B3a_{max}} = N_{eb} [k_i(\phi_{d3i} + \phi_{d4i}) + k_m(\phi_{d3m} + \phi_{d4m}) + k_s(\phi_{d3s} + \phi_{d4s})] \quad (5.60)$$

$$\lambda_{B1c\_max} = N_{eb}[k_i(\phi_{d2i} + \phi_{d3i}) + k_m(\phi_{d2m} + \phi_{d3m}) + k_s(\phi_{d2s} + \phi_{d3s})] \quad (5.61)$$

$$\lambda_{B2c\_max} = N_{eb} [k_i(\phi_{d4i} + \phi_{d5i}) + k_m(\phi_{d4m} + \phi_{d5m}) + k_s(\phi_{d4s} + \phi_{d5s})] \quad (5.62)$$

$$\lambda_{B3c\_max} = N_{eb} [k_i(\phi_{d9i} + \phi_{d1i}) + k_m(\phi_{d9m} + \phi_{d1m}) + k_s(\phi_{d9s} + \phi_{d1s})] \quad (5.63)$$

### Submodelo de $L_{\min}$

A Fig. 3.46 mostra o diagrama de linhas de fluxo magnético quando o rotor se encontra meio passo polar deslocado em relação à posição de  $L_{max}$ , e na Fig. 3.47 é apresentada a rede de relutâncias utilizada para calcular a indutância própria correspondente.

Figura 3.46 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente à fase **a** e **c** ligadas em série e corrente nominal na posição de  $L_{min}$  para o G4.

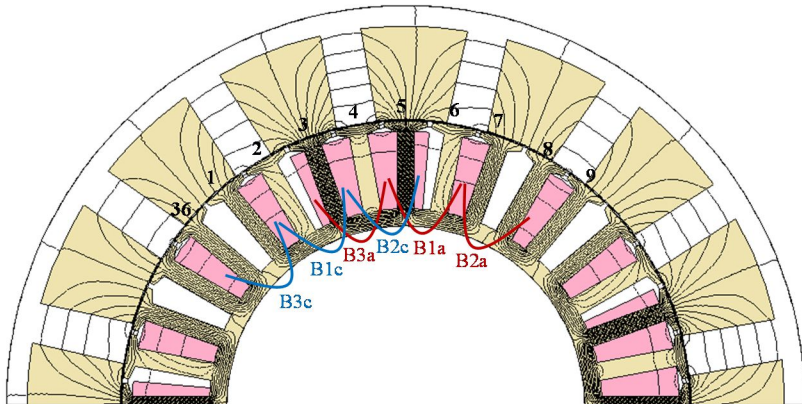
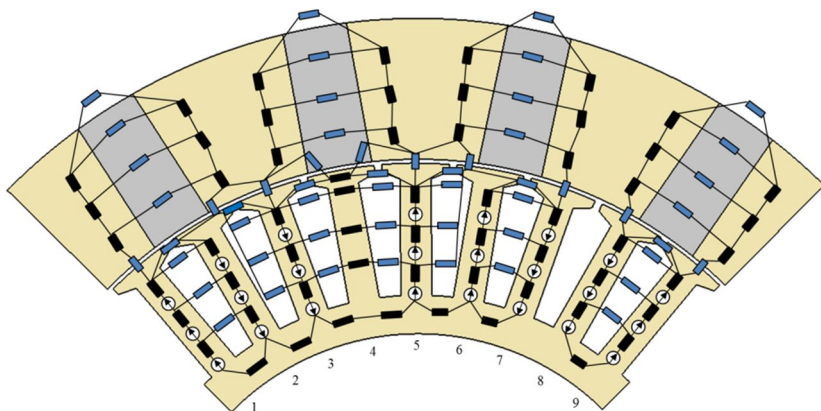


Figura 3.47 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo mínimo de duas fases em série para o G4.



Assim, o valor mínimo da indutância própria de duas fases,  $L_{2fs_{min}}$  é calculado como:

$$L_{2fs_{min}} = \frac{N_{ss}}{I} \left( \lambda_{B1a_{min}} + \lambda_{B2a_{min}} + \lambda_{B3a_{min}} + \lambda_{B1c_{min}} + \lambda_{B2c_{min}} + \lambda_{B3c_{min}} \right) \quad (3.65)$$

onde  $\lambda_{Bxy_{min}}$  é o enlace de fluxo da x-ésima bobina ( $x = 1, 2, 3$ ) da fase y (a, b, c) na posição de enlace de fluxo mínimo, dado por (3.43).

$$\lambda_{B1a_{min}} = N_{eb} [k_i(\phi_{d5i} + \phi_{d6i}) + k_m(\phi_{d5m} + \phi_{d6m}) + k_s(\phi_{d5s} + \phi_{d6s})] \quad (5.65)$$

$$\lambda_{B2a_{min}} = N_{eb} [k_i(\phi_{d7i} + \phi_{d8i}) + k_m(\phi_{d7m} + \phi_{d8m}) + k_s(\phi_{d7s} + \phi_{d8s})] \quad (5.66)$$

$$\lambda_{B3a_{min}} = N_{eb} [k_i(\phi_{d3i} + \phi_{d4i}) + k_m(\phi_{d3m} + \phi_{d4m}) + k_s(\phi_{d3s} + \phi_{d4s})] \quad (5.67)$$

$$\lambda_{B1c_{min}} = N_{eb} [k_i(\phi_{d2i} + \phi_{d3i}) + k_m(\phi_{d2m} + \phi_{d3m}) + k_s(\phi_{d2s} + \phi_{d3s})] \quad (5.68)$$

$$\lambda_{B2c_{min}} = N_{eb} [k_i(\phi_{d4i} + \phi_{d5i}) + k_m(\phi_{d4m} + \phi_{d5m}) + k_s(\phi_{d4s} + \phi_{d5s})] \quad (5.69)$$

$$\lambda_{B3c_{min}} = N_{eb} [k_i(\phi_{d9i} + \phi_{d1i}) + k_m(\phi_{d9m} + \phi_{d1m}) + k_s(\phi_{d9s} + \phi_{d1s})] \quad (5.70)$$

Os detalhes de cálculo das relutâncias envolvidas na rede são apresentados no Apêndice B.

### 3.5.3 SUBMODELO ELÉTRICO

O submodelo elétrico desta máquina é idêntico ao apresentado na sessão 3.3.3.

### 3.5.4 SUBMODELO ECONÔMICO

O submodelo econômico desta máquina é idêntico ao apresentado na sessão 3.3.4.

### 3.5.5 SUBMODELO TÉRMICO

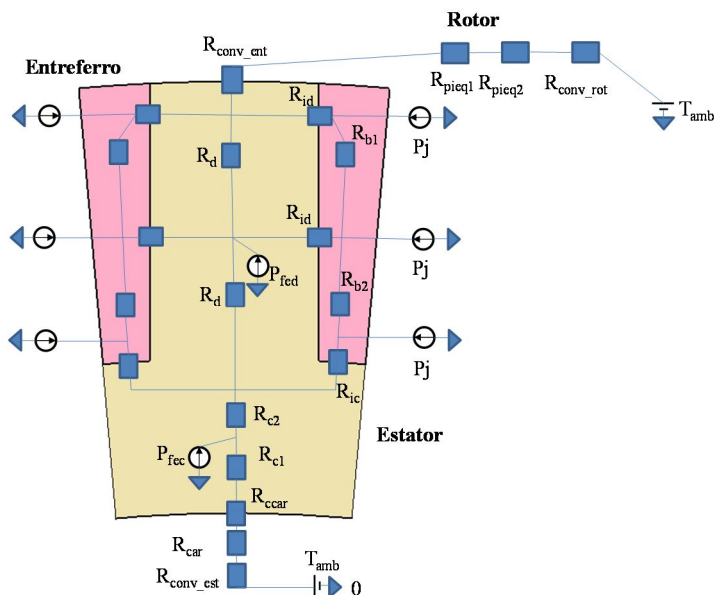
O submodelo térmico do estator desta máquina é muito semelhante ao apresentado na seção 3.3.5. No entanto, o fato do estator ser interno faz que a área do estator disponível para dissipação de calor seja muito menor do que aquela da máquina com estator externo, fazendo que uma parte importante do calor gerado pelas perdas no estator atravesse o entreferro para ser eliminado através da superfície externa do rotor. A Fig. 3.48 mostra a rede de resistências térmicas proposta para a máquina de rotor externo. Este modelo foi construído baseado no modelo proposto por Sessanga (2011).

Neste submodelo estão presentes três resistências térmicas de convecção. A resistência térmica  $R_{conv\_est}$  é uma resistência de convecção através da área interna do estator. Nesta região não estão presentes aletas para facilitarem a dissipação de calor, nem há vento, de modo que o coeficiente global de troca de calor será igual ao coeficiente de convecção natural. A resistência térmica  $R_{conv\_ent}$  é uma resistência térmica de convecção através do entreferro, cujo cálculo requer a determinação do coeficiente de convecção global  $h_{conv\_ent}$ , que é função da velocidade de rotação do rotor. Os detalhes do cálculo de  $h_{conv\_ent}$  são apresentados no Apêndice C. Já a terceira resistência térmica de convecção,  $R_{conv\_rot}$ , refere-se à dissipação de calor do rotor para o ar. O coeficiente de convecção  $h_{conv\_rot}$  associado a esta resistência térmica foi calculado considerando uma velocidade de vento de 10 m/s, conforme detalhado no Apêndice C.

Neste submodelo térmico também estão presentes as resistências térmicas de condução através da ferrite e do ferro do rotor, modelado por meio de duas resistências térmicas equivalentes  $R_{pieq1}$  e  $R_{pieq2}$ . Estas

resistências térmicas equivalentes foram calculadas num passo de ranhura a partir da condutividade térmica equivalente da ferrite e do ferro, conforme detalhado no Apêndice C.

Figura 3.48 - Rede de resistências térmicas referente a um passo de ranhura para o gerador 4.



### 3.6 MODELO DE DIMENSIONAMENTO ORIENTADO À OTIMIZAÇÃO DA MÁQUINA VERNIER COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR EXTERNO E $q$ FRACIONÁRIO

Neste capítulo serão elaborados os submodelos geométrico, magnéticos, elétrico e econômico do gerador vernier com ímãs permanentes com concentração de fluxo de 0,75 ranhura por polo por fase, doravante chamada de gerador 5, ou simplesmente G5.

### 3.6.1 SUBMODELO GEOMÉTRICO

O submodelo geométrico da máquina permite estabelecer as diversas relações das grandezas geométricas da máquina, e possibilita o cálculo das massas de material ativo desta.

Figura 3.49 - Principais dimensões do G5.

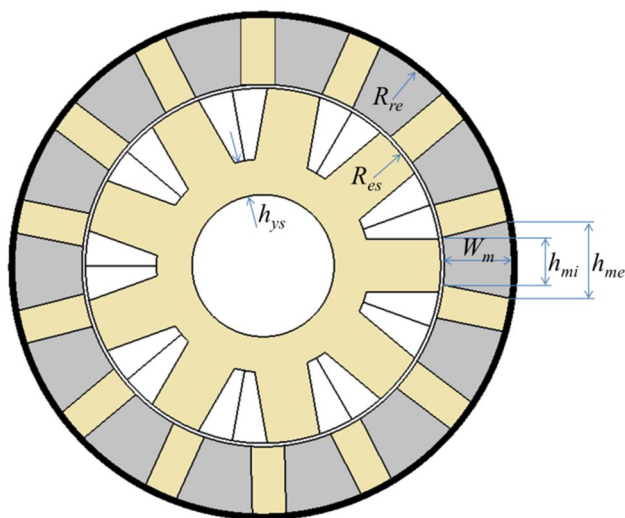
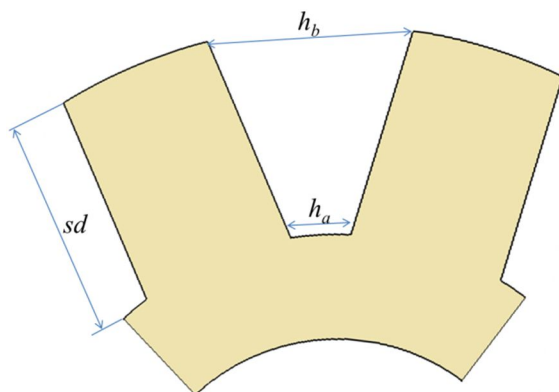


Figura 3.50 - Detalhes das ranhuras e suas principais dimensões do G5.



As relações entre as grandezas geométricas e o cálculo das massas se encontram detalhas no Apêndice A.

### 3.6.2 SUBMODELOS MAGNÉTICOS

O cálculo da tensão em vazio da máquina vernier é efetuada a partir do valor máximo do enlace de fluxo utilizando o submodelo de FEM. Utilizando a mesma abordagem dada às máquinas convencionais com ímãs permanentes, o cálculo da indutância síncrona na máquina vernier se fundamenta no suposto da indutância de duas fases em série apresentar apenas componente contínua e de segundo harmônico. No entanto, o fato da máquina vernier se comportar como uma máquina de rotor liso permite que ela possa ser modelada utilizando apenas um valor de indutância síncrona, o que simplifica a sua modelagem. Assim, são utilizados apenas dois submodelos, apresentados a seguir.

#### 3.6.2.1 Submodelo de FEM

Na Fig. 3.51 é apresentado um dos  $N_{ss}=4$  setores simétricos de um gerador 5 de 16 polos, formado por 9 ranhuras e três bobinas da fase **b**, para a posição do rotor em que o enlace de fluxo da fase **b** é máximo. O enlace de fluxo da fase **b** é máximo quando o eixo magnético da bobina B1b se encontra alinhado com o eixo magnético de uma peça polar. Pela da simetria, o enlace de fluxo nas bobinas B2b e B3b são iguais entre si.

Para esta posição do rotor, o enlace de fluxo nos restantes ( $N_{ss}-1$ ) grupos de bobinas da fase **b** também atingirá seu valor máximo, e o enlace de fluxo máximo da fase **b** em vazio é dado pelo enlace de fluxo em um dos grupos de bobinas da fase **b** na posição indicada na figura,  $\lambda_{ss\_max}$ , vezes o número de setores simétricos da máquina,  $N_{ss}$ .

O enlace de fluxo  $\lambda_{ss\_max}$  é função dos fluxos nos dentes d1, d2, d35 e d36 indicados na Fig. 3.51. Por causa da simetria, o fluxo no dente d35 é igual ao fluxo no dente d36. Assim, é preciso calcular o fluxo apenas nos dentes d1, d2 e d36. Para isso é necessário construir uma rede de relutâncias que inclua estes três dentes. Na Fig. 3.52 é representado o diagrama de linhas de fluxo da máquina em vazio para esta posição do rotor. Constata-se que o dente d2 se encontra magneticamente acoplado com os dentes d3 e com a metade do dente d4. Já o dente d36 apenas está acoplado com dentes a sua direita. Assim, somente se torna necessário a construção de uma rede de relutâncias que inclua os dentes d36, d1, d2, d3 e metade do dente d4. Esta região da máquina é indicada com uma elipse de traço vermelho na Fig. 3.52. Nela também se



constata que o fluxo disperso nas ranhuras e nas aberturas das ranhuras não é desprezível, bem como o fluxo disperso na base dos ímãs.

Figura 3.51 - Detalhe de um setor simétrico do G5 de 16 polos apresentando três bobinas da fase **b**.

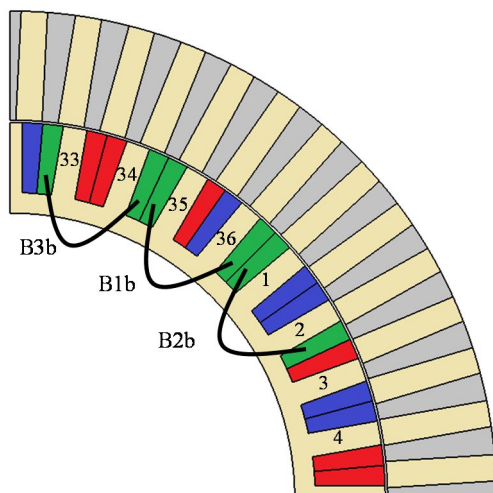
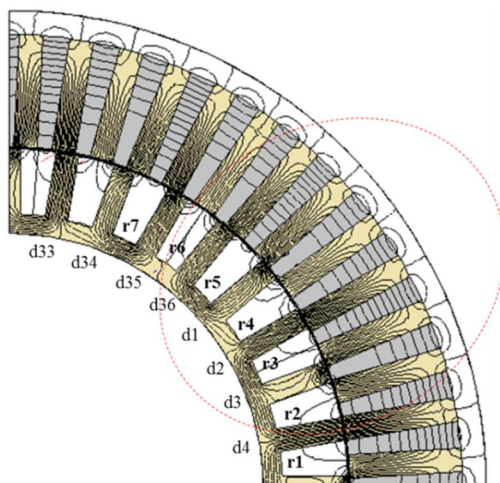
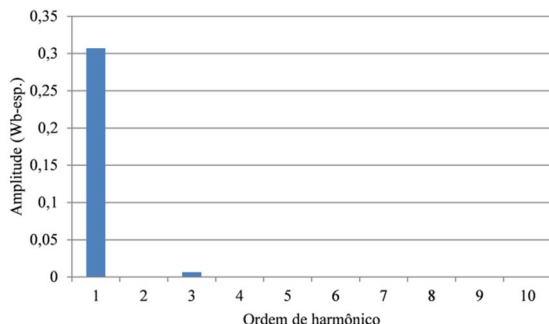


Figura 3.52 - Diagrama de linhas de fluxo magnético na posição de enlace de fluxo máximo da fase **b** do G5 sem carga.



O enlace de fluxo nas bobinas B1b e B2b será calculado considerando que cada bobina está formada por três bobinas, localizadas na parte inferior, média e superior da ranhura. Isto permite levar em conta que, por causa do fluxo disperso nas ranhuras, a parte inferior da bobina irá enlaçar menos fluxo que a sua parte superior, mais próxima dos ímãs. Na Fig. 3.54 é apresentada a rede de relutâncias utilizada para representar esta porção da máquina a vazio.

Figura 3.53 - Análise harmônica do enlace de fluxo da fase **b** do G5 a vazio.



A análise harmônica do enlace de fluxo da fase **b** desta máquina revelou uma distorção harmônica total de 2%, conteúdo harmônico reduzido. Na Fig. 3.53 é apresentado o conteúdo harmônico correspondente.

Esta rede de relutância permite calcular os fluxos nos dentes d2 e d3. Assim, em virtude da simetria, o enlace de fluxo da fase **b** é dado por:

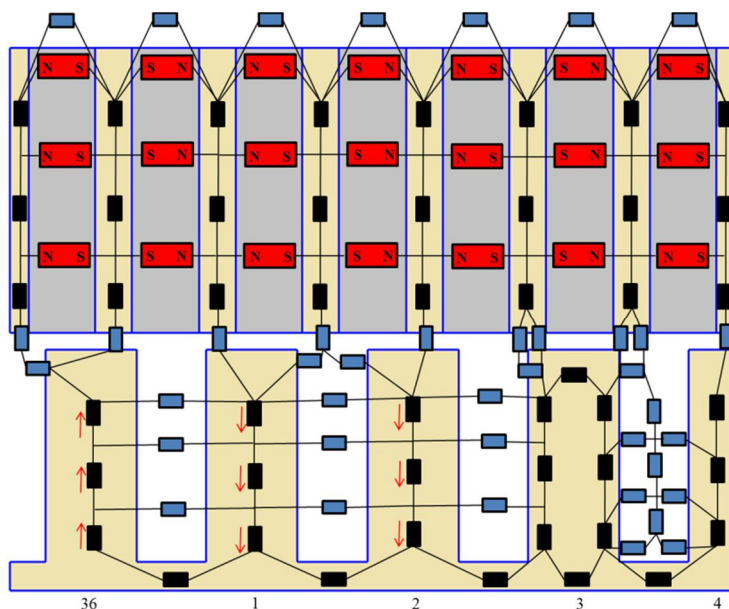
$$\lambda_{fase\_max} = N_{ss} \cdot (\lambda_{B1b} + 2\lambda_{B2b}) \quad (3.72)$$

$$\lambda_{B1b} = 2N_{eb} \cdot (k_i \phi_{d36a} + k_m \phi_{d36b} + k_s \phi_{d36c}) \quad (3.73)$$

$$\lambda_{B2b} = N_{eb} \cdot [k_i(\phi_{d1a} + \phi_{d2a}) + k_m(\phi_{d1b} + \phi_{d2b}) + k_s(\phi_{d1c} + \phi_{d2c})] \quad (3.74)$$

onde  $N_{eb}$  é o número de espiras por bobina;  $\lambda_{B1b}$  e  $\lambda_{B2b}$  são os enlaces de fluxo das bobinas B1 e B2 da fase **b**;  $\phi_{dji}$ ,  $\phi_{djm}$  e  $\phi_{djs}$  são os fluxos magnéticos no dente j na parte inferior, média e superior do dente, respectivamente. Os coeficientes  $k_i$ ,  $k_m$  e  $k_s$ , são função das dimensões das ranhuras, eles levam em conta que cada seção da bobina possui diferente número de condutores, e são dados em (3.46).

Figura 3.54 - Rede de relutância utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo em vazio por fase para o G5.



### 3.6.2.2 Submodelo de indutâncias

O submodelo de indutâncias se baseia nos supostos já mencionados na seção 3.3.2.2.

Conforme se constata na Fig. 3.55, onde é apresentada a indutância própria de duas fases em série obtida pelo EFCAD, a variação da indutância própria de duas fases em série com a posição do rotor é inferior a 10%, de modo que a utilização de apenas um único valor de  $L_s$  se mostra satisfatória nesta máquina.

Será utilizado o diagrama de linhas de fluxo magnético da máquina de 16 polos, quando as fases **a** e **c** são ligadas em série e por elas circula a corrente nominal. Na Fig. 3.56 é apresentada a distribuição de linhas de fluxo magnético correspondente.

Figura 3.55 - Indutância própria de duas fases em série em função da posição do rotor para o G5.

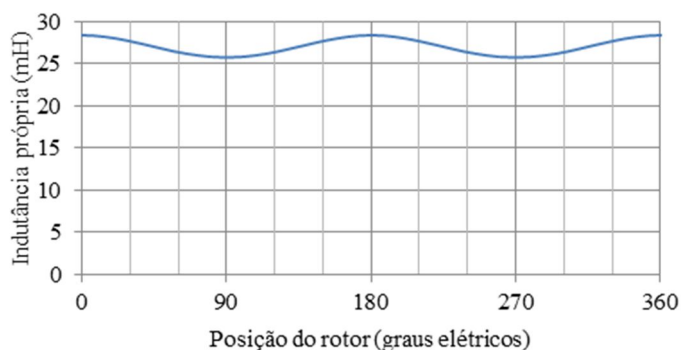
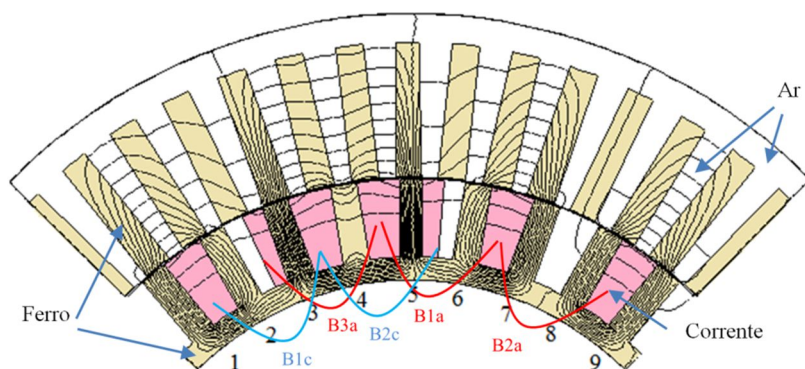


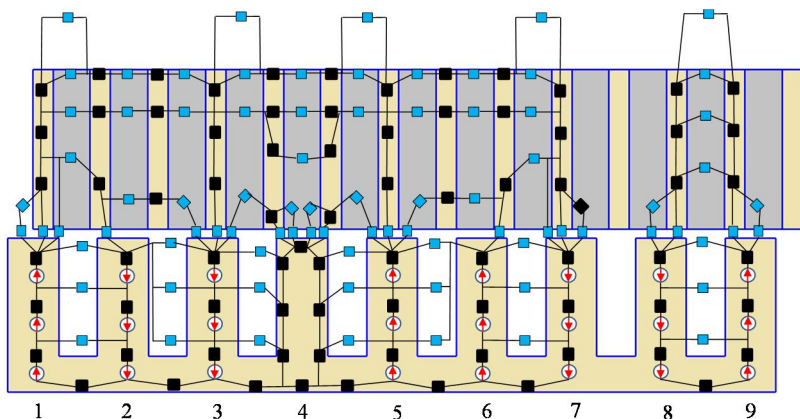
Figura 3.56 - Diagrama de linhas de fluxo correspondente às fases a e c ligadas em série e corrente nominal na posição de  $L_{max}$  para o G5.



Na Fig. 3.56 se constata que o fluxo disperso através das ranhuras não é desprezível. Também se consta fluxo disperso na região ocupada pelos ímãs. Estes caminhos de fluxo foram também contemplados na rede de relutâncias da Fig. 3.57.

Embora no submodelo de FEM o fluxo disperso nas ranhuras não fosse muito significativo e pudesse ser desconsiderado para o cálculo do enlace de fluxo a vazio, para o cálculo do enlace de fluxo de duas fases em série no modelo de indutância, levar em conta o fluxo disperso nas ranhuras se torna essencial.

Figura 3.57 - Rede de relutâncias utilizada para calcular o enlace de fluxo máximo de duas fases em série no G5.



No modelo de rede de relutâncias, cada bobina foi considerada como três bobinas em série, localizadas na parte inferior, média e superior de duas ranhuras, como foi feito no gerador 4. Assim, o enlace de fluxo de uma bobina é calculado como a soma dos enlaces de fluxo da bobina inferior, média e superior em que ela é dividida, e o enlace de fluxo das duas fases em série,  $\lambda_{2fs\_max}$  é dado pela soma dos enlaces de fluxo destas seis bobinas como:

$$\lambda_{2fs\_max} = N_{ss}(\lambda_{B1a} + \lambda_{B2a} + \lambda_{B3a} + \lambda_{B1c} + \lambda_{B2c} + \lambda_{B3c}) \quad (3.75)$$

onde  $\lambda_{B1a}$ ,  $\lambda_{B2a}$ ,  $\lambda_{B3a}$ ,  $\lambda_{B1c}$ ,  $\lambda_{B2c}$  e  $\lambda_{B3c}$  são os enlaces de fluxo nas seis bobinas da fase **a** e **c** num setor simétrico da máquina, quando por elas circula a corrente nominal  $I$ , dado por:

$$\lambda_{B1a} = N_{eb}[k_i(\phi_{d5i} + \phi_{d6i}) + k_m(\phi_{d5m} + \phi_{d6m}) + k_s(\phi_{d5s} + \phi_{d6s})] \quad (3.76)$$

$$\lambda_{B2a} = N_{eb}[k_i(\phi_{d7i} + \phi_{d8i}) + k_m(\phi_{d7m} + \phi_{d8m}) + k_s(\phi_{d7s} + \phi_{d8s})] \quad (3.77)$$

$$\lambda_{B3a} = N_{eb}[k_i(\phi_{d3i} + \phi_{d4i}) + k_m(\phi_{d3m} + \phi_{d4m}) + k_s(\phi_{d3s} + \phi_{d4s})] \quad (3.78)$$

$$\lambda_{B1c} = N_{eb}[k_i(\phi_{d2i} + \phi_{d3i}) + k_m(\phi_{d2m} + \phi_{d3m}) + k_s(\phi_{d2s} + \phi_{d3s})] \quad (3.79)$$

$$\lambda_{B2c} = N_{eb}[k_i(\phi_{d4i} + \phi_{d5i}) + k_m(\phi_{d4m} + \phi_{d5m}) + k_s(\phi_{d4s} + \phi_{d5s})] \quad (3.80)$$

$$\lambda_{B3c} = N_{eb}[k_i(\phi_{d9i} + \phi_{d1i}) + k_m(\phi_{d9m} + \phi_{d1m}) + k_s(\phi_{d9s} + \phi_{d1s})] \quad (3.81)$$

Assim, a indutância síncrona  $L_s$  da máquina vernier será dada por:

$$L_s = \frac{\lambda_{2fsm}ax}{2I} + L_{end} \quad (3.82)$$

onde  $L_{end}$  é calculado utilizando (3.8) a (3.10). Os detalhes de cálculo de cada relutância nos submodelos de FEM e indutância são apresentados no Apêndice B.

### 3.6.3 SUBMODELO ELÉTRICO

Pelo fato da variação das indutâncias com a posição do rotor bem como as perdas no rotor terem sido desconsideradas, o submodelo elétrico desta máquina é idêntico ao da máquina de ímãs superficiais, apresentado na seção 3.3.3.

### 3.6.4 SUBMODELO ECONÔMICO

Este submodelo é idêntico ao utilizado para a máquina com ímãs de superfície abordado na seção 3.2.4.

### 3.6.5 SUBMODELO TÉRMICO

Este submodelo é idêntico ao utilizado para a máquina com ímãs com concentração de fluxo de rotor externo abordado na seção 3.5.5.

## 3.7 CONCLUSÕES DO CAPÍTULO 3

Foram construídos os MDOO de cinco topologias de geradores síncronos com ímãs permanentes de ferrite, três de rotor interno e duas de rotor externo. Destas cinco máquinas modeladas, a primeira é uma máquina com ímãs de superfície, e as restantes quatro são de rotor com concentração de fluxo. Entre as máquinas com concentração de fluxo, foi modelada uma máquina vernier com ímãs permanentes. O submodelo de indutâncias da máquina com ímãs de superfície foi construído analiticamente, já o modelo de indutâncias das máquinas com

concentração de fluxo demandou a utilização de redes de relutâncias. Ao passo que as máquinas com concentração de fluxo convencionais requereram duas redes de relutâncias para o submodelo de indutâncias, a máquina vernier necessitou de apenas uma, pelo fato de a indutância apresentar reduzida variação com a posição do rotor. Os cinco MDOO apresentados neste capítulo serão utilizados para efetuar o projeto ótimo de cada topologia de gerador com ímãs de ferrite no capítulo 4.





## 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os modelos apresentados no Capítulo 3, e as especificações principais de projeto definidas no Capítulo 2 serão utilizados para realizar o projeto ótimo de 5 topologias de máquinas com ímãs permanentes de ferrite. Cada topologia é consequência do projeto anterior na sequência aqui apresentada, começando com a solução mais próxima da máquina de referência com NdFeB que é a máquina com ímãs permanentes de ferrite superficiais. Para cada topologia, uma máquina de 16 polos será projetada e na sequência analisada com EFCAD com o intuito de validar seu modelo. Na sequência será feita uma análise das características de desempenho em função do número de polos para cada máquina, com o propósito de identificar o número de polos que resulta na melhor relação custo/benefício para cada topologia. Finalmente, concluir-se-á com a comparação do desempenho de cada máquina de ferrite com a máquina com ímãs de NdFeB usada como referência.

### 4.1 PROJETO ÓTIMO DO GERADOR COM ÍMÃS PERMANENTES SUPERFICIAIS DE ROTOR INTERNO (GERADOR 1 – G1)

O projeto ótimo deste gerador foi realizado usando o modelo descrito na seção 3.2, idêntico ao utilizado para o projeto ótimo do gerador com ímãs de NdFeB de superfície (GR), visando atender as especificações e restrições de projeto apresentadas a seguir.

#### 4.1.1 Especificações, restrições e resultados da otimização

A Tabela 4.1 mostra as especificações e as principais restrições utilizadas para o projeto ótimo do G1. As restrições utilizadas nesta máquina são as mesmas da máquina de referência, com exceção da função objetivo que, como para todas as máquinas com ímãs de ferrite, é a minimização de massa de material ativo. A coluna à direita desta tabela mostra os principais parâmetros elétricos, magnéticos, geométricos, mecânicos e térmicos do projeto ótimo do G1 de 16 polos.

Constata-se que esta máquina funciona com reduzida densidade de corrente nos condutores ( $2,09 \text{ A/mm}^2$ ), para limitar as perdas no cobre e atendendo assim à restrição do rendimento mínimo de 93%.

Devido ao elevado comprimento axial da máquina (233,22 mm) e por ter sido fixado um valor mínimo de altura de coroa para todas as

máquinas (10 mm), a seção da coroa desta máquina é significativa, fazendo com que as induções magnéticas na coroa do rotor e do estator sejam reduzidas (0,56 T). Além disso, verifica-se que as induções nas várias partes da máquina respeitam as restrições a elas impostas. Destaca-se, também que, como esperado, devido à baixa indução remanente dos ímãs de ferrite, a indução no entreferro atinge apenas 0,37 T.

O coeficiente de permeância é elevado (26,04), quando comparado ao da máquina de referência (10), devido à maior espessura dos ímãs de ferrite (13,02 mm) em relação à de NdFeB (5 mm).

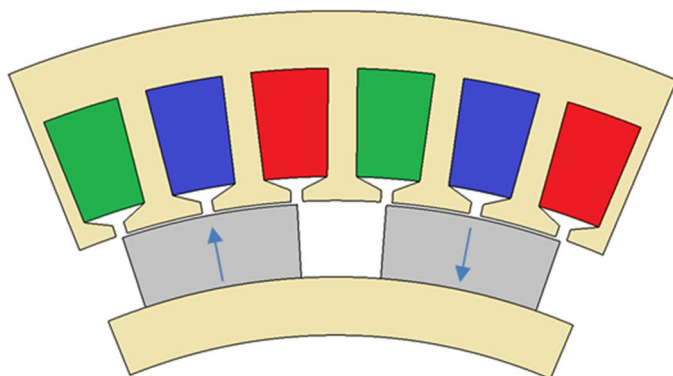
A Fig. 4.1 apresenta dois polos da seção transversal do G1 de 16 polos, onde as setas azuis indicam a direção de magnetização dos ímãs. Esta máquina será analisada com um software de elementos finitos com o intuito de verificar se seu desempenho é o previsto no projeto.

Tabela 4.1 - Especificações, restrições e resultados da otimização do G1 de 16 polos.

Parâmetros elétricos e magnéticos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$P_{saída}$ (W) (saída)	fixo	3000	3000
$V_f$ (V) (saída)	fixo	127	127
$I_f$ (A) (entrada)	restrito	1 - 20	7,87
$f$ (Hz) (saída)	livre	-	46,66
$P$ (entrada)	fixo	16	16
$J_{fio}$ (A/mm <sup>2</sup> ) (saída)	livre	-	2,09
$P_{fe}$ (W)	livre	-	25,23
$P_{cu}$ (W)	livre	-	185,57
$\eta$ (%) (saída)	restrito	93 - 99	93
$L_s$ (mH) (saída)	livre	-	18,86
$R_f$ ( $\Omega$ ) (saída)	livre	-	0,99
$B_d$ (T) (saída)	restrito	0,5 - 1,6	1,12
$B_{vs}$ (T) (saída)	restrito	0,5 - 1,6	0,56
$B_{vr}$ (T) (saída)	restrito	0,1 - 1,6	0,56
$B_{ag}$ (T) (saída)	livre	-	0,37

Parâmetros geométricos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$ag$ (mm) (saída)	restrito	0,5 - 10	0,5
$h_{vs}$ (mm) (entrada)	restrito	10 - 50	10
$h_{vr}$ (mm) (entrada)	restrito	10 - 50	10
$h_m$ (mm) (entrada)	restrito	2 - 50	13,02
$D_{re}$ (mm) (entrada)	restrito	100 - 400	234,96
$D_{rai}$ (mm) (saída)	livre	-	208,92
$D_{ri}$ (mm) (saída)	livre	-	188,92
$D_{is}$ (mm) (saída)	livre	-	235,96
$D_{es}$ (mm) (saída)	restrito	100 - 300	300
$sd$ (mm) (saída)	livre	-	18,01
$bd$ (mm) (entrada)	restrito	5 - 20	5
$h_a$ (mm) (saída)	restrito	4 - 50	10,96
$h_b$ (mm) (saída)	livre	-	13,32
$L_p$ (mm) (entrada)	restrito	50 - 500	233,22
$N_{cr}$ (saída)	livre	-	35
$Sf$ (saída)	restrito	0,4 - 0,6	0,6
$h_{ail}$ (mm) (entrada)	fixo	13	13
$l_{ail}$ (mm) (entrada)	fixo	5	5
$L_{aletas}$ (mm) (saída)	livre	-	333,22
$N_{aletas}$ (mm) (entrada)	fixo	48	48
$m_{mat\_at}$ (kg) (saída)	Função objetivo	10 - 100	65,51
$PC$ (entrada)	restrito	10 - 50	26,04
Parâmetros mecânicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$V_{vento}$ (m/s) (entrada)	fixo	10	10
$N_{mec}$ (rpm) (saída)	fixo	350	350
Parâmetros térmicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$T_{bob}$ (°C) (saída)	restrito	40 - 135	45,01
Parâmetros econômicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$C_{tmat}$ (US\$) (saída)	livre	-	530,94

Figura 4.1 – Seção transversal mostrando dois polos do G1 de 16 polos.



#### 4.1.2 Análise e verificação da máquina por meio de EFCAD

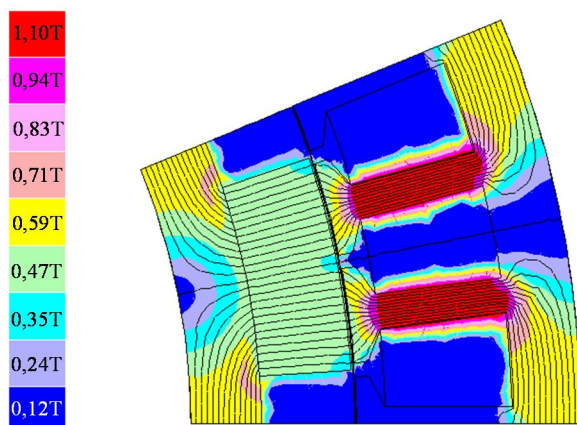
O software de análise de elementos finitos EFCAD (MANUAL EFCAD, 2002) será utilizado para a análise e verificação dos parâmetros de desempenho do projeto ótimo do G1 de 16 polos, cujas dimensões são apresentadas na Tabela 4.1.

Primeiramente, será obtida a tensão em vazio da máquina por meio do módulo EFCR, na sequência será verificada a indutância síncrona, calculada a partir da indutância própria de duas fases em série e logo será obtida a tensão fase-neutro da máquina com carga nominal por meio do módulo EFCM. Este módulo do EFCAD, que permite simular a máquina ligada a uma carga resistiva trifásica, também será utilizado para verificar as perdas no ferro da máquina em carga. A comparação entre os resultados obtidos com o projeto ótimo e os resultados obtidos com cálculo de campos magnéticos será apresentada na Tabela 4.2 ao final desta seção.

##### 4.1.2.1 Verificação da tensão fase-neutro em vazio

Esta máquina passou a ser analisada por meio do módulo estático com rotação, EFCR, do EFCAD com o intuito de verificar o valor previsto da tensão fase-neutro em vazio da máquina projetada. A Fig. 4.2 mostra o diagrama de linhas de fluxo magnético e a distribuição da indução magnética da máquina a vazio.

Figura 4.2 – Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G1 de 16 polos em vazio.



Conforme esperado, a máquina com ímãs de ferrite trabalha com níveis de indução magnética bem abaixo dos de saturação e em conformidade com os valores previstos no projeto.

Das Figs. 4.3 e 4.4 se constata que a suposição de forma de onda senoidal da FEM para seu cálculo é uma boa aproximação, quando a máquina tem suas ranhuras inclinadas em um passo de ranhura, com uma DHT de 4%. Na Tabela 4.2 se observa que o valor eficaz da componente fundamental da FEM (147,71 V) obtido pelo EFCAD difere do valor previsto no projeto (141,71 V) em menos de 5%.

Figura 4.3 – Tensão fase-neutro em vazio do G1 de 16 polos.

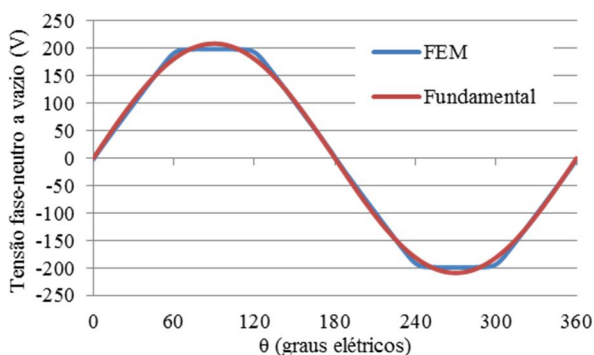
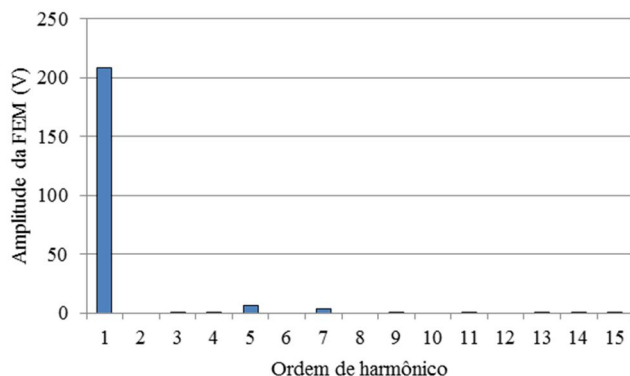


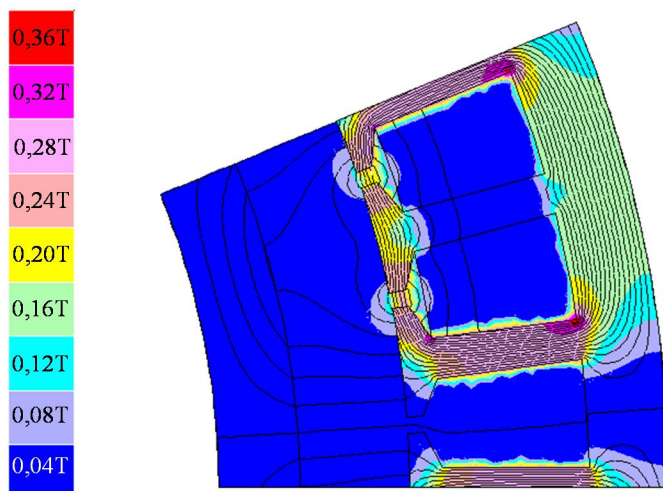
Figura 4.4 – Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro em vazio.



#### 4.1.2.2 Verificação da indutância síncrona

A indutância síncrona calculada analiticamente no Capítulo 3 foi verificada por meio do módulo de cálculo estático de campo magnético EFCAD do EFCAD. Para esse estudo, a região com ímã permanente foi substituída por ar. Assim, as únicas fontes de campo magnético para o cálculo da indutância são as correntes nas bobinas do estator. Levando em conta que a indutância síncrona da máquina com ímãs de superfície é independente da posição do rotor, ela pode ser calculada como a metade da indutância própria de duas fases em série para uma posição arbitrária do rotor. Pelo fato de se utilizar o módulo 2D do EFCAD para este cálculo, a indutância de cabeça de bobina deve ser acrescida ao valor calculado pelo EFCAD. Na Fig. 4.5 é mostrado o diagrama de linhas de fluxo magnético correspondente à ligação da fase **b** em série com a fase **c** quando por elas circula a corrente nominal da máquina. Aqui se constata que, devido ao elevado entreferro magnético, o fluxo disperso no entreferro é significativamente maior que na máquina de NdFeB. Assim, espera-se que o cálculo analítico desta indutância tenha menor precisão quando utilizado na máquina de ferrite do que quando utilizada na otimização da máquina de NdFeB pelo fato desta dispersão não ter sido considerada no modelo.

Figura 4.5 – Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G1 de 16 polos quando as fases **b** e **c** são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal.



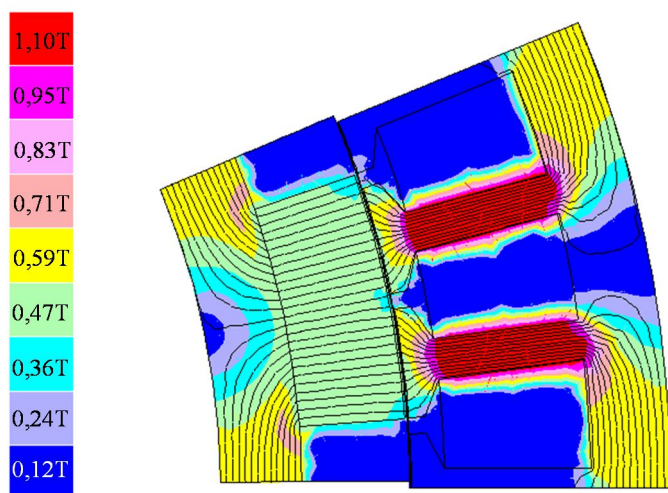
Nesta máquina, os valores de indução magnética produzidos pela corrente nos enrolamentos da máquina são reduzidos, fazendo que o efeito de reação de armadura seja pequeno e não havendo, portanto, saturação do ferro da máquina associada à corrente de carga. Como consequência disso, espera-se que a indutância seja linear para qualquer estado de carga.

Na Tabela 4.2 se observa que o valor de indutância síncrona obtido por simulação no EFCAD (21,73 mH) é 13,2% maior que o valor de indutância síncrona prevista (18,86 mH), uma diferença relativamente baixa, levando em conta que o cálculo de indutância foi efetuado analiticamente.

#### 4.1.2.3 Verificação da tensão fase-neutro a plena carga

Na Fig. 4.6 é apresentada a distribuição de fluxo magnético da máquina a plena carga obtida com o EFCM. Como esperado, a distribuição de fluxo magnético da máquina a plena carga é muito próxima daquela em vazio.

Figura 4.6 – Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G1 de 16 polos a plena carga.



Na Fig. 4.7 é apresentada a forma de onda da tensão fase-neutro com carga nominal e sua componente fundamental, e na Fig. 4.8 é apresentada a sua análise harmônica, onde se constata o reduzido conteúdo harmônico da tensão com carga, com uma DHT de 2%.

Figura 4.7 – Tensão fase-neutro a plena carga do G1 de 16 polos.

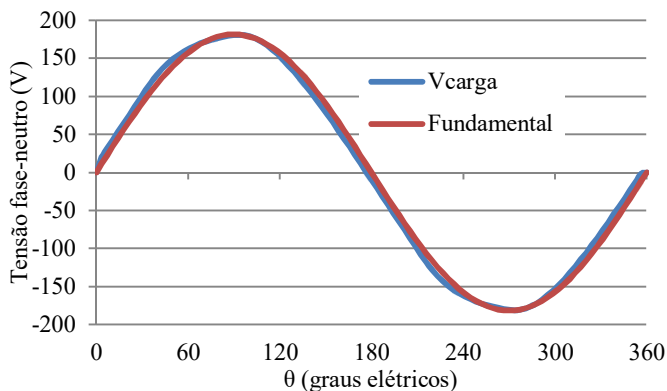
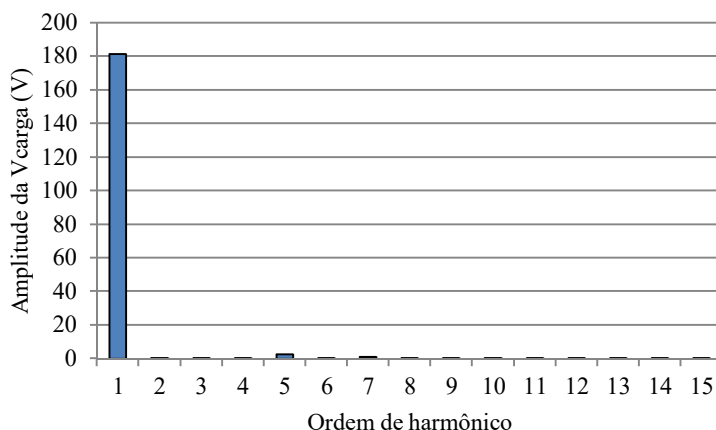




Figura 4.8 – Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro a plena carga.

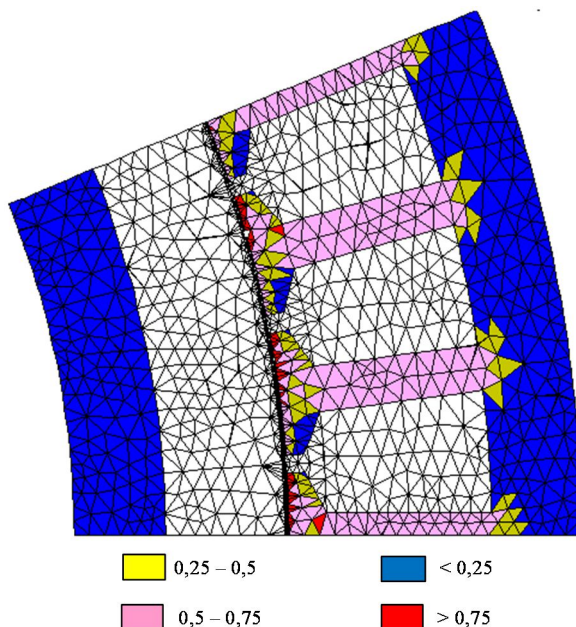


Conforme se constata na Tabela 4.2, na que são comparados os valores eficazes da tensão fase-neutro com carga nominal previsto no projeto (127 V) com o valor obtido pelo EFCAD (128,28 V), a diferença nos valores de tensão com carga foi menor que 2%, com um ângulo de carga de 17,9°.

#### 4.1.2.4 Verificação das perdas no ferro a plena carga

As perdas no ferro a plena carga foram calculadas utilizando o módulo de cálculo de perdas do EFCAD. Na Fig. 4.9 é apresentado o diagrama de distribuição de perdas no ferro da máquina a plena carga. A faixa de valores associada às cores dessa figura é adimensional, e resulta da divisão do valor de densidade de perdas em cada elemento da malha de elementos finitos e o maior valor de densidade de perdas em um dos elementos da malha (18,43 kW/m<sup>3</sup>), classificados em quatro faixas.

Figura 4.9 – Diagrama de distribuição de perdas no ferro obtidos pelo EFCAD.

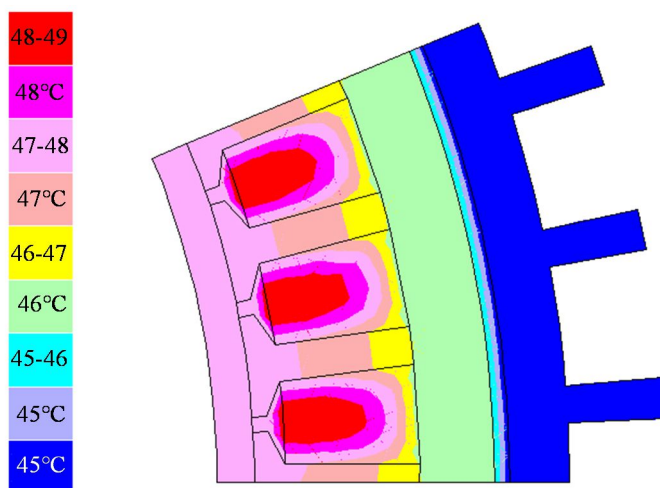


A diferença entre o valor de perdas no ferro previsto no projeto (25,23 W) e o valor de perdas obtido pelo EFCAD (22,23 W) foi de 13,5%, conforme apresentado na Tabela 4.2. Esta diferença é reduzida se for levado em conta que o cálculo de perdas no MDOO foi realizado desprezando os componentes harmônicos da indução magnética no ferro.

#### 4.1.2.5 Verificação da temperatura de funcionamento da máquina

O módulo de análise térmica do EFCAD foi utilizado para verificar a precisão com que a temperatura da bobina foi calculada pelo modelo térmico implementado no CADES. A Fig. 4.10 mostra o diagrama de distribuição de temperatura da máquina obtida pelo EFCAD, onde se constata que a região das bobinas próxima do entreferro apresenta as temperaturas mais elevadas.

Figura 4.10 – Diagrama de distribuição de temperatura em graus Celsius obtida pelo EFCAD.



Conforme se observa na Tabela 4.2, a temperatura prevista no projeto (47°C) e o valor obtido pela análise no EFCAD (49°C) apresentam diferenças menores que 5%.

#### 4.1.2.6. Síntese dos resultados comparativos e erros

Na Tabela 4.2 são comparados os valores previstos pelo projeto e os valores simulados com o EFCAD dos principais parâmetros do G1, constatando-se diferenças menores que 5% para a tensão em vazio e em plena carga, na potência de saída, na temperatura da bobina e no rendimento. As maiores diferenças foram observadas no valor da indutância síncrona (13,2%) e nas perdas no ferro (13,5%). Embora a tensão a plena carga e o rendimento sejam função da indutância síncrona e das perdas no ferro, respectivamente, estas diferenças tiveram pouca influência na tensão com carga nominal (diferença de 1%) e no rendimento (diferença de 0,1%). No caso das perdas no ferro, verifica-se na Tabela 4.2 que elas são muito menores (22,23 W) do que as perdas no cobre (189,63 W), justificando seu reduzido efeito no rendimento.

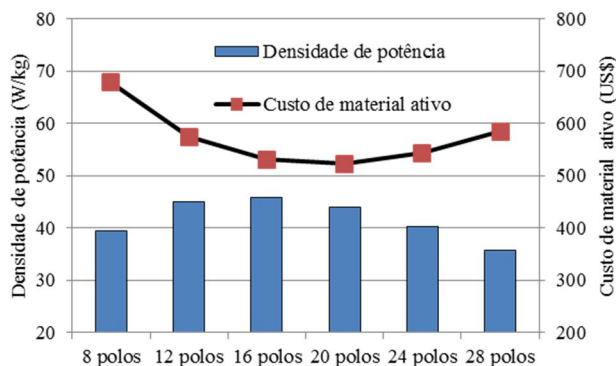
Tabela 4.2 - Comparação entre os valores previstos no projeto do G1 de 16 polos e os obtidos com o EFCAD.

Parâmetro	CADES	EFCAD	Diferença
$V_{lf}$ (V)	127	128,28	1,1%
$E_{lf}$ (V)	141,71	147,71	4,2%
$\delta$ (graus)	17,9	-	-
$L_s$ (mH)	18,86	21,73	13,2%
$P_{saida}$ (W)	3000	3065,62	2,2%
$P_{fe}$ (W)	25,23	22,23	13,5%
$P_{cu}$ (W)	185,57	189,63	2,1%
$\eta$ (%)	93	93,1	0,1%
$T_{bob}$ (°C)	47	49	4%

#### 4.1.3 Análise da influência do número de polos no desempenho da máquina.

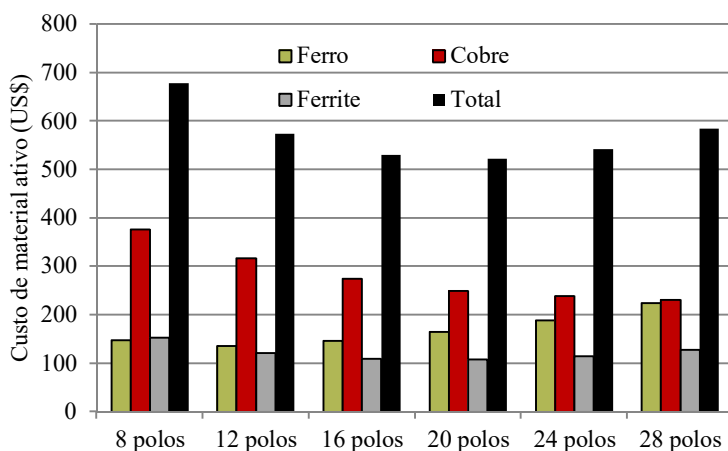
É necessário determinar qual o número de polos para o qual a máquina com ímãs superficiais de ferrite apresenta o melhor compromisso entre custo de material ativo e densidade de potência. O modelo validado na seção 4.1.2 foi utilizado para o projeto ótimo de máquinas com diversos números de polos. Na Fig. 4.11 se observa que a maior densidade de potência atingida pela máquina com ímãs superficiais de ferrite é de 45,8 W/kg para 16 polos, com um custo de material ativo de US\$531. Já a máquina com 20 polos é mais barata (US\$523), mas apresenta menor densidade de potência (43,8 W/kg).

Figura 4.11 – Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos do G1.



A Fig. 4.12 mostra a participação que cada material tem no custo total de material ativo desta máquina para diversos números de polos. Para todos os casos, o material com maior incidência no custo total de material ativo é o cobre. O custo de ferrite é o menos significativo, sobretudo para elevado número de polos.

Figura 4.12 – Participação de cada material no custo total de material ativo do G1.



#### 4.1.4 Consideração de outros aspectos construtivos

Nesta seção serão discutidos alguns aspectos construtivos relevantes que, embora mais difíceis de ponderar, podem influenciar no desempenho da máquina, ou no seu processo construtivo.

##### 4.1.4.1 Largura das ranhuras e dentes

Somente para máquinas com número de polos maiores que 24 se observa que a largura das ranhuras possui valores próximos dos limites inferiores admissíveis, conforme se constata na Fig. 4.13. Pelo fato de máquinas com números de polos maiores a 20 não serem de interesse por causa da maior massa e custo de material ativo, o desempenho da máquina com ímãs superficiais de ferrite não é limitado pela largura mínima das ranhuras.

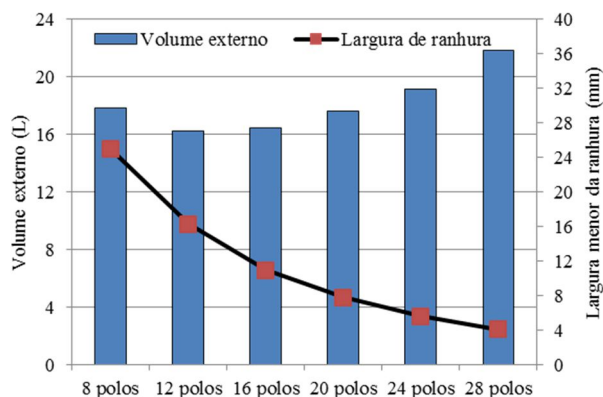
#### 4.1.4.2 Volume externo da máquina

Para igual diâmetro externo, o volume delimitado pelo contorno externo da máquina é proporcional ao comprimento do pacote de chapas. Por causa do seu elevado comprimento axial, o volume externo da máquina com ímãs de ferrite é muito significativo. Na Fig. 4.13 se constata que, mesmo para o número de polos para o qual o volume externo é minimizado, ele é maior que 16 L.

#### 4.1.4.3 Torque por unidade de volume do rotor (TRV)

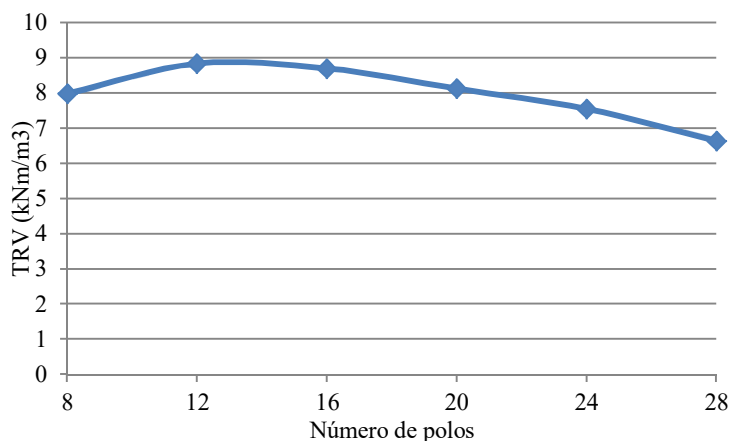
O TRV desta máquina se encontra dentro da faixa de valores informados para máquina com ímãs de ferrite em (HENDERSHOT; MILLER, 2010, p. 89).

Figura 4.13 – Volume externo e largura menor da ranhura versus número de polos do G1.



Conforme esperado, os valores são significativamente menores do que para a máquina de NdFeB. Na Fig 4.14 são apresentados os TRV para diversos números de polos da máquina com ímãs de ferrite. Para a máquina de 16 polos, o TRV é de  $8,7 \text{ kNm/m}^3$ , ao passo que ele é de  $44,3 \text{ kNm/m}^3$  na máquina de referência.

Figura 4.14 – Torque por unidade de volume do rotor para diversos números de polos.

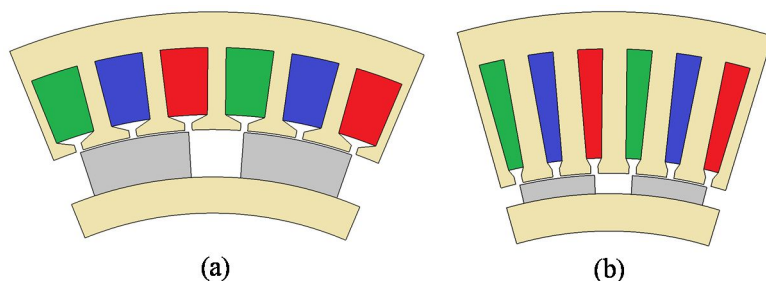


Conforme mostra a Fig. 4.11, a máquina com ímãs de ferrite superficiais de 16 polos apresenta a maior densidade de potência, igual (45,8 W/kg), ao passo que a máquina de 20 polos apresenta o menor custo de material ativo (US\$531). Embora ambas as máquinas apresentem os melhores desempenhos na família, optou-se por escolher a máquina de 16 polos como a de melhor desempenho nessa topologia.

#### 4.1.5 Comparação entre o G1 de 16 polos e o GR de 22 polos

A utilização de ferrite no lugar de NdFeB na topologia de ímãs de superfície resulta numa importante redução no valor de indução no entreferro. Considerando uma indução remanente do ferrite,  $B_{r\_ferrite}$ , de 0,4 T e uma indução remanente do NdFeB,  $B_{r\_NdFeB}$ , de 1,2 T, a máquina com ímãs de ferrite irá operar com uma indução no entreferro de aproximadamente 1/3 daquela na máquina de NdFeB. Isto tende a reduzir o enlace de fluxo por fase e, portanto, a potência gerada, que pode ser compensado com uma maior área por polo e/ou um maior número de espiras por fase. Na Fig. 4.15 são apresentadas a máquina de ferrite e a de NdFeB ótimas com desempenho equivalente.

Figura 4.15 – Seção transversal mostrando dois polos de máquinas com ímãs de superfície ótimas utilizando (a) G1 de 16 polos e (b) GR de 22 polos.



Constata-se que quando a máquina com ímãs de superfície é projetada utilizando ímãs de ferrite no lugar de NdFeB, a profundidade das ranhuras diminui e a altura dos ímãs aumenta de maneira significativa, aumentando ligeiramente assim o diâmetro do entreferro. O principal efeito da maior espessura dos ímãs é manter o valor da indutância próximo do valor da máquina de NdFeB, que tende a aumentar por causa do maior comprimento axial da máquina de ferrite.

As principais diferenças entre a máquina de ferrite e a máquina de NdFeB com ímãs de superfície podem ser explicadas mais facilmente se elas forem comparadas para igual número de polos (16 polos, por exemplo). Para gerarem a mesma tensão, o enlace de fluxo por fase da máquina de ferrite deverá ser aproximadamente o mesmo que o da máquina de NdFeB. Desconsiderando o fluxo disperso nas ranhuras, o enlace de fluxo por fase é função apenas do número de espiras por fase; da área por polo e da indução média por polo. Supondo, num primeiro momento, que o número de espiras por fase de ambas as máquinas seja o mesmo, para a máquina de ferrite apresentar o mesmo enlace de fluxo por polo seria preciso que ela apresente o mesmo valor de fluxo por polo que a máquina de NdFeB. Entretanto, por causa do reduzido valor de indução remanente do ímã de ferrite, para o fluxo por polo se manter igual ao da máquina de NdFeB, seria preciso um maior diâmetro de entreferro e/ou maior comprimento axial. Pelo fato do diâmetro externo do estator estar restrito ao valor máximo de 300 mm, a máquina de ferrite não consegue atingir o fluxo por polo requerido a não ser que seu comprimento axial aumente numa relação de  $B_{r\_NdFeB}/B_{r\_ferrite} = 3$ . Entretanto, o aumento do comprimento axial resulta num incremento da resistência dos condutores e, portanto, das perdas no cobre. Por sua vez, para manter as perdas no cobre condizentes com o rendimento



requerido, a seção de fio de cobre da máquina de ferrite deve aumentar, e o número de espiras cair. Portanto, para compensar o menor número de espiras por fase da máquina de ferrite, o comprimento axial da máquina de ferrite aumenta numa relação maior que da relação de indução remanente. Isto explica em parte por que o comprimento axial da máquina de ferrite seja pouco mais de 4 vezes maior do que o comprimento da máquina de NdFeB. Como consequência disso, a massa de cobre quase triplica, fazendo que o custo de cobre na máquina de ferrite seja comparável ao custo dos ímãs na máquina de NdFeB. Por outro lado, a massa de ferro e de ímãs também aumentam significativamente, fazendo que a massa de material ativo da máquina de ferrite seja muito maior que a de NdFeB e seu custo seja maior, mesmo apresentando menor custo na massa de ímãs.

Na máquina com NdFeB, a densidade de potência e o custo continuam a cair para números de polos maiores que 16, ao passo que a máquina com ferrite apresenta seu melhor custo benefício em 16 polos.

A Tabela 4.3 apresenta os principais parâmetros geométricos do G1 de 16 polos e do GR de 22 polos, onde se constata que a massa de cobre da máquina com ímãs permanentes de ferrite superficiais é 2,91 vezes a massa de cobre na máquina com NdFeB de mesma topologia e o  $TRV$  é um quinto daquele do GR de 22 polos. Mesmo o G1 de 16 polos apresentando um comprimento axial ( $L_p$ ) igual a 4,17 vezes o comprimento axial do GR de 22 polos, a indutância síncrona da máquina com ímãs de ferrite (18,86 mH) é somente 21,5% maior em relação à do GR (15,52 mH).

Conforme se observa na Fig. 4.16, a máquina com ímãs superficiais de ferrite ótima, apesar de adotar-se como função objetivo a minimização da massa de materiais ativos, apresenta maior massa de todos os materiais ativos (ferro, cobre e ímã). Com isso, sua massa de material ativo é 3,21 vezes a da máquina com NdFeB de referência. Na Fig. 4.17 se observa que isto também acontece com o volume externo da máquina, que é 4,17 vezes maior que o da máquina com NdFeB. Isto fará com que a máquina com ferrite necessite de uma estrutura de suporte maior que a de NdFeB. Além disso, constata-se que o custo da máquina de ferrite é 24% maior que a de NdFeB.

Tabela 4.3 - Comparação dos principais parâmetros geométricos do G1 de 16 polos com o GR de 22 polos.

Parâmetro	G1 de 16 polos	GR de 22 polos
$ag$ (mm)	0,5	0,5
$h_m$ (mm)	13,02	5
$sd$ (mm)	18,01	29,20
$h_a$ (mm)	10,96	4,03
$h_b$ (mm)	13,32	6,81
$bd$ (mm)	5	6,51
$D_g$ (mm)	235,96	213,58
$TRV$ (N/m <sup>2</sup> )	8,70	44,32
$DP$ (W/kg)	45,8	147,0
$L_p$ (mm)	233,22	55,94
$S_{ran}$ (mm <sup>2</sup> )	218,85	158,50
$L_s$ (mH)	18,86	15,52
$S_{\text{fio}}$ (mm <sup>2</sup> )	3,75	2,31
$S_{cu}$ (mm <sup>2</sup> )	131,31	95,10
$m_{cu}$ (kg)	19,84	6,80
$N_{cr}$	35	41

Figura 4.16 – Massa de material ativo do G1 de 16 polos e do GR de 22 polos.

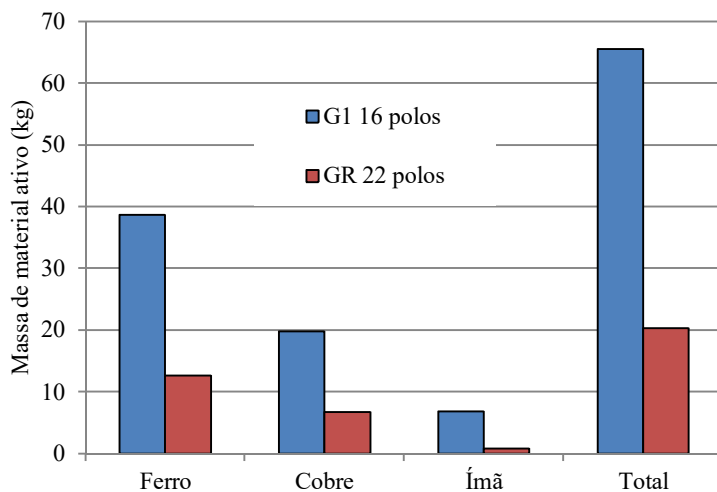
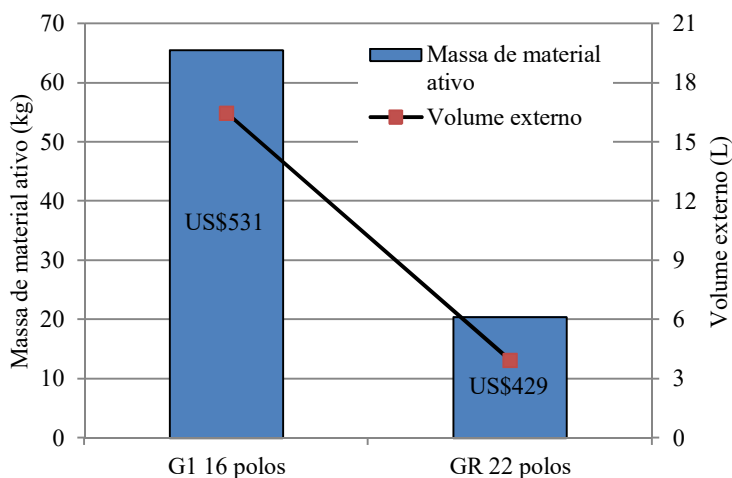


Figura 4.17 – Massa de material ativo, volume externo e custo de material ativo do G1 de 16 polos e do GR de 22 polos.



#### 4.1.6 Conclusões em relação à máquina de NdFeB

Quando comparada com a máquina de NdFeB de referência, percebe-se que o G1 não é competitivo com o GR por possuir maior massa de materiais ativos, maior volume externo e maior custo de materiais ativos.

Torna-se necessário, portanto, abordar outras topologias de máquina com ímãs permanentes de ferrite que possibilitem reduzir a massa e o custo de material ativo de modo a se tornar uma alternativa viável à máquina de NdFeB.

#### 4.2 PROJETO ÓTIMO DO GERADOR COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR INTERNO DE $q=1$ (GERADOR 2 – G2)

O reduzido valor de indução magnética no entreferro no G1 (0,37 T) resultou numa máquina de maior comprimento axial, maior massa e maior custo de material ativo que o GR, conforme apresentado na Tabela 4.1, Tabela 4.3 e Fig. 4.17. Por outro lado, topologias de máquinas com ímãs permanentes com concentração de fluxo no entreferro permitem valores de indução magnética no entreferro

próximos de 1 T, mesmo com ímãs de ferrite de reduzida indução remanente. Na sequência serão apresentados os resultados obtidos com uma máquina com ímãs de ferrite com concentração de fluxo, conhecida como máquina com ímãs *spoke*, de  $q$  inteiro e entreferro variável.

O projeto ótimo desta máquina foi efetuado utilizando o modelo descrito na seção 3.3, com as especificações e restrições de projeto apresentadas na seção 2.4.

#### 4.2.1 Especificações, restrições e resultados da otimização

A Tabela 4.4 mostra as especificações e as principais restrições utilizadas para o projeto ótimo do G2, bem como os principais parâmetros do projeto ótimo do G2 de 16 polos. As restrições utilizadas nesta máquina são semelhantes às utilizadas na máquina G1, entretanto, por se tratar de uma topologia diferente, surgem novas variáveis que precisam ser consideradas. Nesta tabela se observa que o valor mínimo do entreferro variável da máquina G2 é igual ao entreferro da máquina G1. Quanto menor a relação entre o entreferro máximo e o entreferro mínimo, *rel*, maior o conteúdo harmônico da FEM e a ondulação de torque com carga. Por outro lado, valores elevados de relação de entreferros tendem a incrementar a massa total da máquina. Uma análise com elementos finitos permitiu constatar que relações de entreferro maiores que 2 conduzem a uma queda significativa da densidade de fluxo da máquina sem um ganho importante na redução da ondulação de torque em carga. Isto justifica o fato de ter adotado uma relação de entreferro de 2 para a máquina G2.

Constata-se que o comprimento axial do G2 de 16 polos (82,96 mm) é significativamente menor que o comprimento axial do G1 de 16 polos (233,22 mm), que resulta num incremento da densidade de corrente nos fios ( $3,44 \text{ A/mm}^2$ ) em relação ao G1 ( $2,09 \text{ A/mm}^2$ ) para o mesmo rendimento. O menor comprimento axial da máquina também resulta num incremento da indução magnética na coroa do estator.

Como se constata nesta tabela, a indução magnética no entreferro do G2 apresenta um valor máximo de 1,25 T e um valor mínimo de 0,76 T, significativamente maiores que a indução remanente dos ímãs (0,4 T).

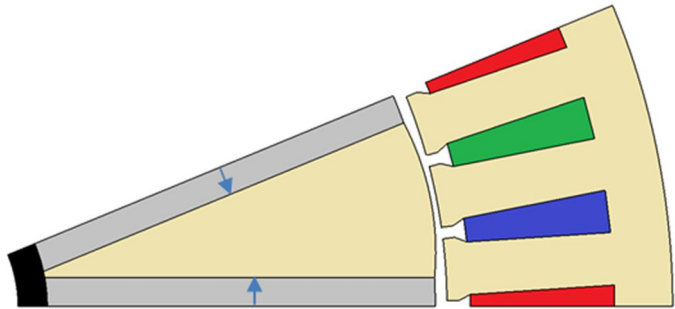
A Fig. 4.18 mostra um polo da seção transversal do G2 de 16 polos, onde as setas em azul indicam a direção de magnetização dos ímãs. Esta máquina será analisada com um *software* de elementos finitos com o intuito de verificar se seu desempenho é o previsto no projeto.

Tabela 4.4 - Especificações, restrições e resultados da otimização do G2 de 16 polos.

Parâmetros elétricos e magnéticos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$P_{saída}$ (W) (saída)	fixo	3000	3000
$V_f$ (V) (saída)	fixo	127	127
$I_f$ (A) (entrada)	restrito	2 - 20	7,97
$f$ (Hz) (saída)	livre	-	46,66
$P$ (entrada)	fixo	16	16
$J_{\tilde{f}io}$ (A/mm <sup>2</sup> ) (entrada)	restrito	1 - 7	3,44
$P_{fe}$ (W)	livre	-	32,41
$P_{cu}$ (W)	livre	-	178,38
$\eta$ (%) (saída)	restrito	93 - 99	93
$L_d$ (mH) (saída)	livre	-	29,09
$L_q$ (mH) (saída)	livre	-	35,24
$R_f$ ( $\Omega$ ) (saída)	livre	-	0,95
$B_d$ (T) (saída)	restrito	1 - 1,6	1,6
$B_{ys}$ (T) (saída)	restrito	0,5 - 1,6	1,47
$B_{emin}$ (T) (saída)	livre	-	0,76
$B_{emax}$ (T) (saída)	livre	-	1,25
Parâmetros geométricos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$e_{min}$ (mm) (saída)	fixo	-	0,5
$e_{max}$ (mm) (saída)	livre	-	1
$rel$ (entrada)	fixo	2	2
$h_{ys}$ (mm) (entrada)	restrito	10 - 20	10
$L_m$ (mm) (saída)	livre	-	9,96
$D_{re}$ (mm) (entrada)	restrito	100 - 250	191,32
$D_{ri}$ (mm) (saída)	livre	-	58,41
$D_{is}$ (mm) (saída)	livre	-	193,32
$D_{es}$ (mm) (saída)	restrito	100 - 300	270,62
$sd$ (mm) (entrada)	restrito	10 - 50	24,64
$bd$ (mm) (entrada)	restrito	5 - 20	9,07
$h_a$ (mm) (saída)	restrito	4 - 40	4,10
$h_b$ (mm) (saída)	livre	-	7,33
$L_p$ (mm) (entrada)	restrito	50 - 150	82,96
$N_{cr}$ (saída)	livre	-	37
$Sf$ (saída)	restrito	0,4 - 0,6	0,6
$h_{ail}$ (mm) (entrada)	fixo	13	13
$l_{ail}$ (mm) (entrada)	fixo	5	5
$L_{aletas}$ (mm) (saída)	livre	-	182,96

$N_{aletas}$ (mm) (saída)	livre	-	48
$m_{mat\ at}$ (kg) (saída)	função objetivo	10 - 100	34,06
Parâmetros mecânicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$V_{vento}$ (m/s) (entrada)	fixo	10	10
$N_{mec}$ (rpm) (saída)	fixo	350	350
Parâmetros térmicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$T_{bob}$ (°C) (saída)	restrito	40 - 135	56,74
Parâmetros econômicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$C_{imat}$ (US\$) (saída)	livre	-	249,14

Figura 4.18 – Seção transversal mostrando um polo do G2 de 16 polos.



4.2.2 Análise e verificação da máquina por meio de EFCAD

Os parâmetros de desempenho do projeto ótimo do G2, especificado na Tabla 4.4, serão analisados com o EFCAD para verificar sua conformidade com o projeto. A comparação entre os resultados obtidos com o projeto ótimo e os resultados obtidos com o cálculo de campos magnéticos será apresentada na Tabela 4.5 ao final desta seção.

4.2.2.1 Verificação da tensão fase-neutro em vazio

No diagrama de linhas de fluxo magnético e a distribuição da indução magnética da máquina em vazio da Fig. 4.19 se constata que a indução magnética se encontra dentro dos valores previstos no projeto.

As Figs. 4.20 e 4.21 mostram a tensão fase-neutro em vazio e seu conteúdo harmônico, respectivamente. Constata-se que para o G2, o terceiro e quinto harmônicos são os mais significativos na tensão fase-neutro em vazio, resultando uma DHT de 10%. Conforme foi verificado por meio de simulação no EFCAD, uma máquina projetada com entreferro constante de 0,5 mm iria apresentar uma DHT de 27 %. Na Tabela 4.5 se observa que o valor eficaz da componente fundamental da FEM (150,43 V) obtido pelo EFCAD difere do valor previsto no projeto (149,89 V) em menos de 1%.

Figura 4.19 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G2 de 16 polos em vazio.

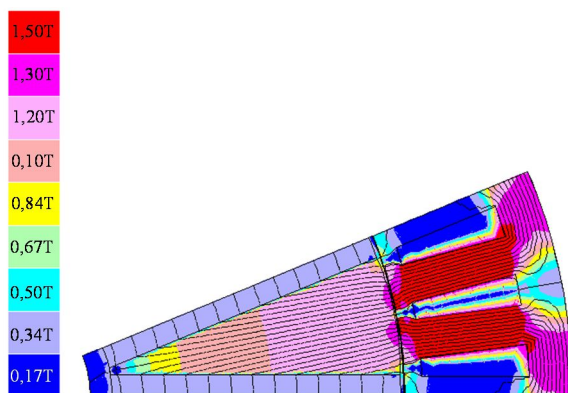


Figura 4.20 - Tensão fase-neutro em vazio do G2 de 16 polos.

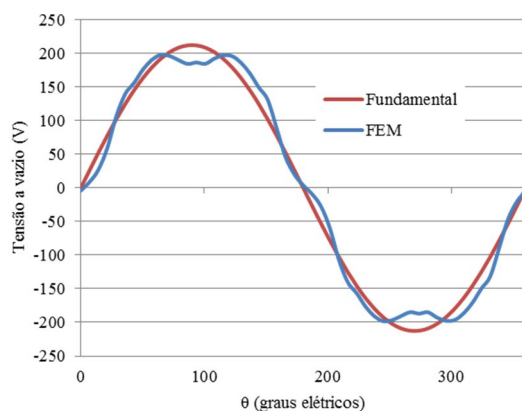
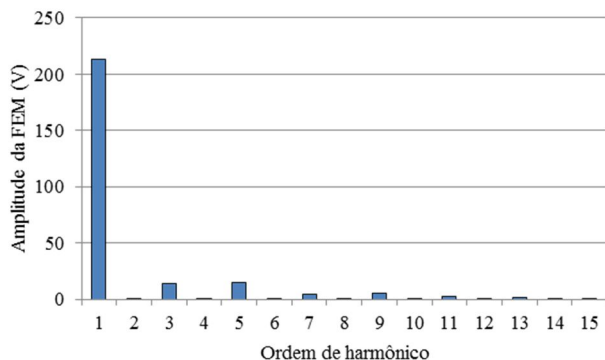


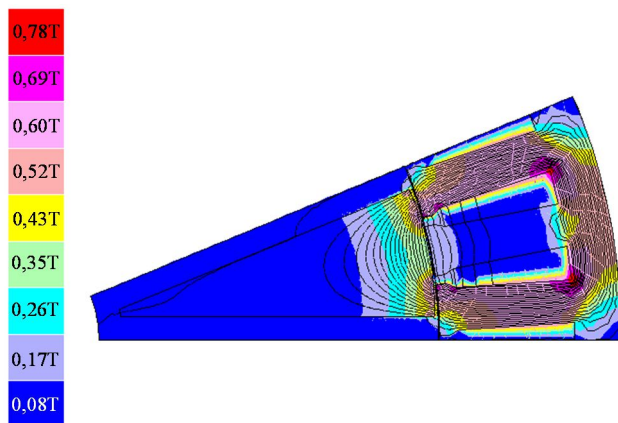
Figura 4.21 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro em vazio.



#### 4.2.2.2 Verificação das indutâncias síncronas $L_d$ e $L_q$

A verificação dos valores de indutância  $L_d$  e  $L_q$  foi efetuada calculando a indutância própria da fase **b** em série com a fase **c**,  $L_{2fs}$ , por meio do módulo EFCS do EFCAD.

Figura 4. 22 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G2 de 16 polos quando as fases **b** e **c** são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância máxima.

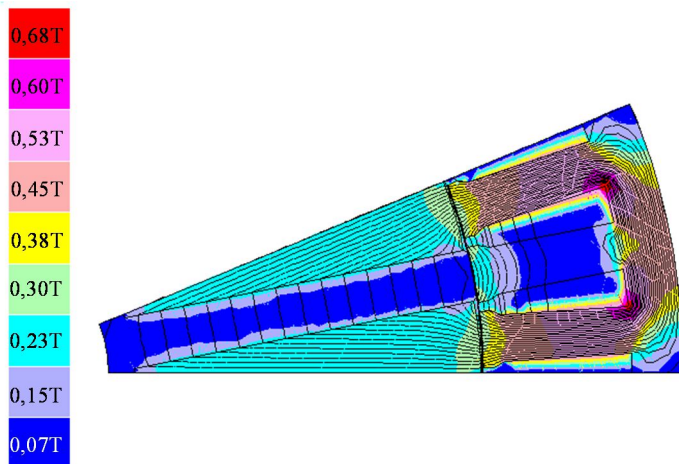


A indutância  $L_q$  é igual à soma da metade do valor máximo de  $L_{2fs}$  (posição de rotor da Fig. 4.22) e o valor da indutância de cabeça de



bobina. Já a indutância  $L_d$  é igual à soma da metade do valor mínimo de  $L_{2\phi}$  (posição de rotor da Fig. 4.23) e o valor da indutância de cabeça de bobina.

Figura 4. 23 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G2 de 16 polos quando as fases **b** e **c** são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância mínima.



Na Tabela 4.5 se observa que os valores das indutâncias síncronas  $L_d$  e  $L_q$  obtidos por simulação no EFCAD (29,99 mH e 34,38 mH, respectivamente) apresentam diferenças menores que 3% em relação aos valores de indutâncias síncronas previstos (29,09 mH e 35,24 mH, respectivamente).

#### 4.2.2.3 Verificação da tensão fase-neutro a plena carga

Na Fig. 4.24 é apresentada a distribuição de fluxo magnético da máquina a plena carga obtida com o EFCM. Como esperado, a distribuição de fluxo magnético da máquina a plena carga é muito próxima daquela em vazio.

Na Fig. 4.25 é apresentada a forma de onda da tensão fase-neutro com carga nominal e sua componente fundamental, e na Fig. 4.26 é apresentada a sua análise harmônica, onde se constata o reduzido conteúdo harmônico da tensão com carga, com uma DHT de 4%, produzida, sobretudo pelo quinto harmônico.

Conforme se constata na Tabela 4.5, onde são comparados os valores eficazes da tensão fase-neutro com carga nominal previsto no projeto (127 V) com o valor obtido pelo EFCAD (126,71 V), a diferença nos valores de tensão com carga foi menor que 1%, com um ângulo de carga de 31,16°.

Figura 4.24 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G2 de 16 polos a plena carga.

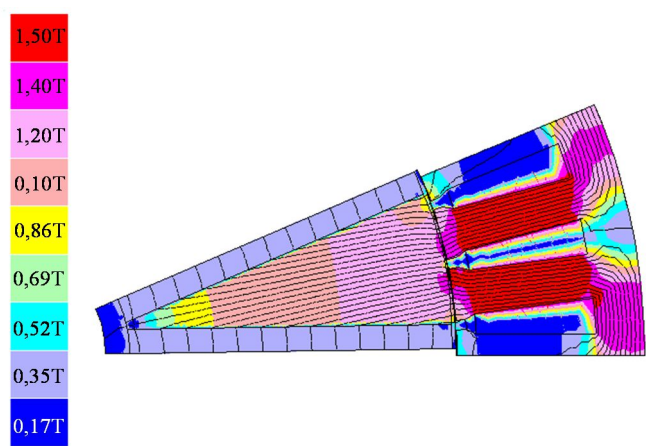


Figura 4.25 - Tensão fase-neutro a plena carga do G2 de 16 polos.

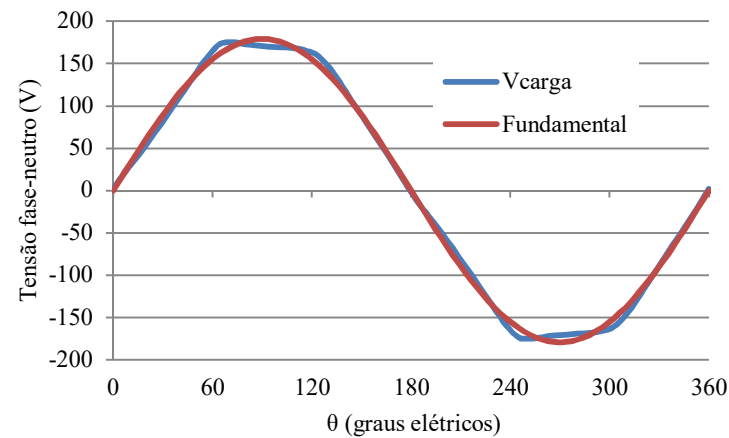
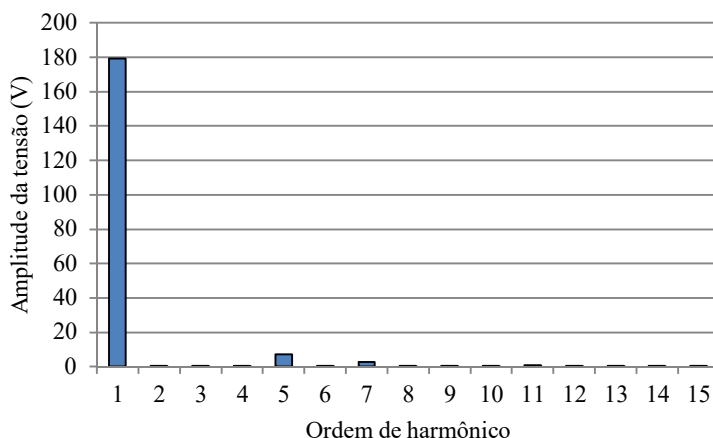


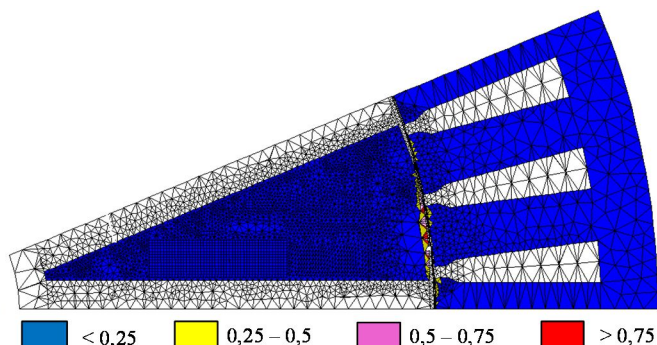
Figura 4.26 – Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro a plena carga.



#### 4.2.2.4 Verificação das perdas no ferro a plena carga

As perdas no ferro previstas no projeto foram verificadas utilizando o módulo de cálculo de perdas do EFCAD. Na Fig. 4.27 é apresentado o diagrama de distribuição de perdas no ferro da máquina a plena carga. Nesta figura se observa que a densidade de perdas na região da peça polar próxima do dente é muito importante, onde o maior valor de densidade de perdas em um dos elementos da malha é de  $138,5 \text{ kW/m}^3$ .

Figura 4.27 - Diagrama de distribuição de perdas no ferro em plena carga no G2 de 16 polos obtidos pelo EFCAD.

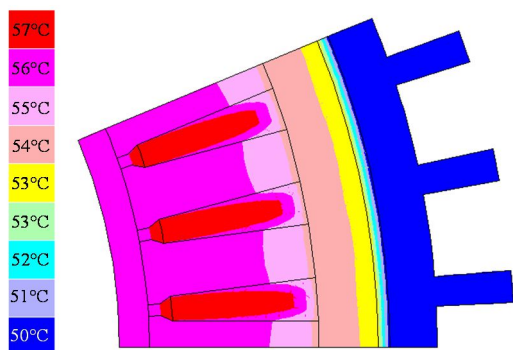


Observa-se na Tabela 4.5 que o valor de perdas no ferro previsto no projeto (32,41 W) e o valor de perdas no ferro obtido por simulação no EFCAD (35,03 W) diferem em menos de 10%.

#### 4.2.2.5 Verificação da temperatura de funcionamento da máquina

A Fig. 4.28 mostra o diagrama de distribuição de temperatura da máquina obtida pelo EFCAD, onde se constata que a temperatura mais elevada corresponde à região de bobina próxima do entreferro (57°C). Este valor difere do valor de temperatura prevista no projeto (56,74°C) em menor de 1%, conforme apresentado na Tabela 4.5.

Figura 4.28 - Diagrama de distribuição de temperatura do G2 de 16 polos obtida pelo EFCAD.



#### 4.2.2.6. Síntese dos resultados comparativos e erros

Na Tabela 4.5 são comparados os valores previstos pelo projeto e os valores simulados com EFCAD dos principais parâmetros do G2 de 16 polos, constatando-se diferenças menores que 5% para a tensão a vazio e em plena carga, na potência de saída, na temperatura da bobina, nas indutâncias síncronas e no rendimento, e menor que 10% no valor de perdas no ferro.

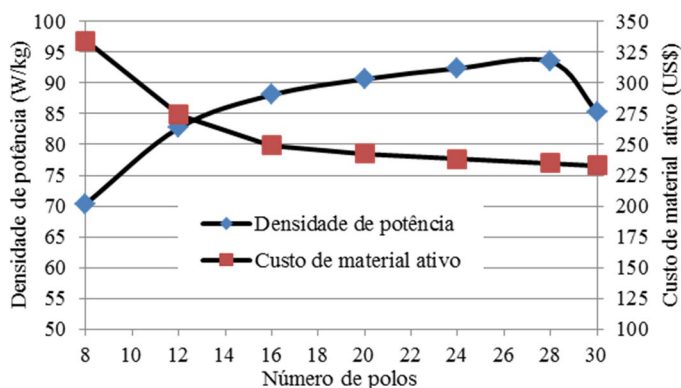
Tabela 4.5 - Comparação entre os valores previstos no projeto do G2 de 16 polos e os obtidos com o EFCAD.

Parâmetro	CADES	EFCAD	Diferença
$V_{lf}$ (V)	127	126,71	0,2%
$E_{lf}$ (V)	149,89	150,43	0,4%
$\delta$ (graus)	31,16	-	-
$L_d$ (mH)	29,09	29,99	3,0%
$L_q$ (mH)	35,24	34,38	2,5%
$P_{saída}$ (W)	3000	2986,44	0,5%
$P_{fe}$ (W)	32,41	35,03	7,4%
$P_{cu}$ (W)	178,38	177,58	0,5%
$\eta$ (%)	93	92,9	0,1%
$T_{bob}$ (°C)	56,74	57	0,5%

### 4.2.3 Análise da influência do número de polos no desempenho da máquina

É necessário determinar qual o número de polos para o qual a máquina com ímãs de ferrite com concentração de fluxo e  $q$  unitário apresenta o melhor compromisso entre custo de material ativo e densidade de potência. O modelo validado na seção 4.2.2 foi utilizado para o projeto ótimo de máquinas com diversos números de polos.

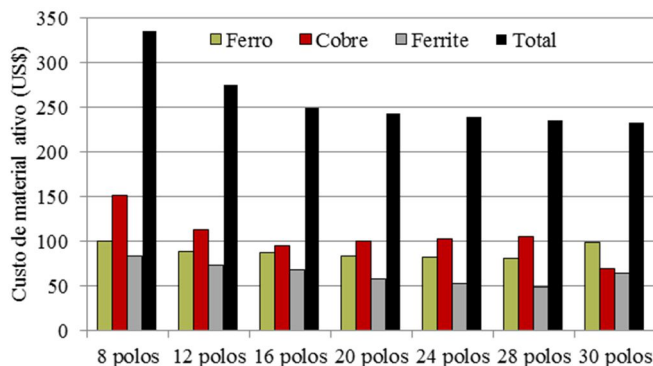
Figura 4.29 - Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos do G2.



Na Fig. 4.29 se observa que a maior densidade de potência atingida pelo G2 é de 93,4 W/kg para 28 polos, com um custo de material ativo de US\$235.

A Fig. 4.30 mostra a participação que cada material tem no custo total de material ativo desta máquina para diversos números de polos. Para todos os casos, o material com maior incidência no custo total de material ativo é o cobre, seguido de perto pelo custo do ferro. O custo de ferrite é o menos significativo, representando menos da metade do custo de cobre para a máquina de 28 polos.

Figura 4.30 - Participação de cada material no custo total de material ativo do G2.



#### 4.2.4 Consideração de outros aspectos construtivos

Nesta seção serão discutidos alguns aspectos construtivos relevantes que, embora mais difíceis de ponderar, podem influenciar no desempenho da máquina, ou no seu processo construtivo.

##### 4.2.4.1 Largura das ranhuras e dentes

A partir de 24 polos, a máquina atinge a restrição de largura mínima de ranhura de 4 mm, conforme se constata na Fig. 4.31. Isto impõe um limite superior de 30 polos para esta máquina. A partir daí, não é possível atender as restrições de projeto.

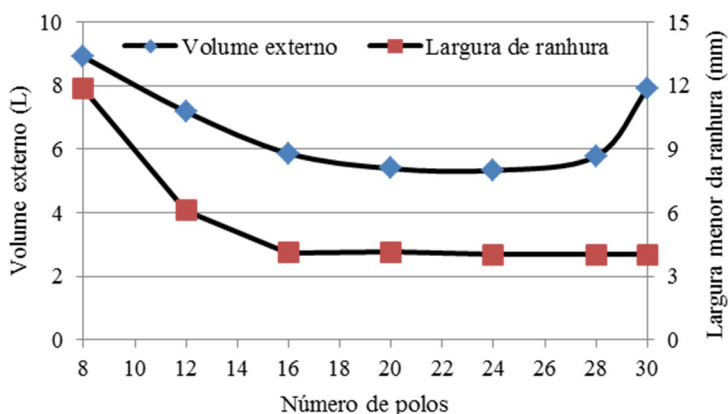
#### 4.2.4.2 Volume externo da máquina

Esta máquina apresenta um comprimento axial bastante reduzido, fazendo que o volume externo também o seja. Na Fig. 4.31 se constata que para 24 polos, seu volume externo é de 5,3 L.

#### 4.2.4.3 Torque por unidade de volume do rotor (TRV)

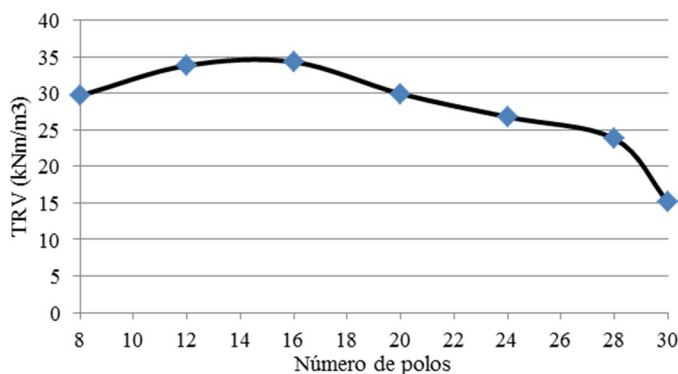
O *TRV* desta máquina é bem maior que os valores informados para máquina com ímãs de ferrite em (HENDERSHOT; MILLER, 2010, p. 89). Conforme se observa na Fig. 4.32, para a máquina de 24 polos, o *TRV* é de  $26,8 \text{ kNm/m}^3$ , e atinge  $34 \text{ kNm/m}^3$  para 16 polos.

Figura 4.31 - Volume externo e largura menor da ranhura versus número de polos do G2.



Embora a máquina com ímãs de ferrite com concentração de fluxo possua um *TRV* 3 vezes maior que o da máquina com ímãs superficiais de ferrite, não consegue atingir os  $44,3 \text{ kNm/m}^3$  da máquina de referência.

Figura 4.32 - Torque por unidade de volume do rotor para diversos número de polos do G2.

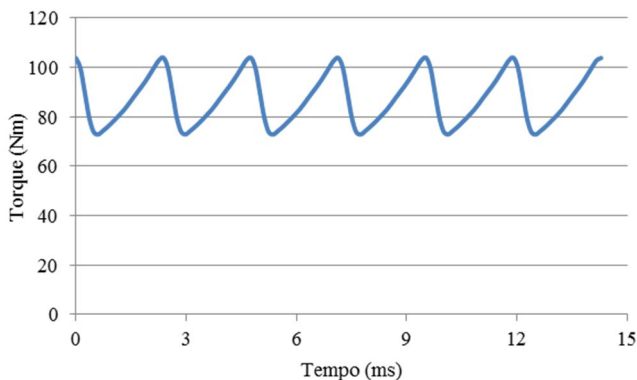


Tanto a máquina de 24 polos quanto a máquina de 28 polos apresentam custos de material ativo e densidade de potência semelhante, apresentando, portanto, desempenho equivalente. Aqui foi selecionada a máquina de 24 polos como a melhor máquina do grupo.

#### 4.2.4.4 Ondulação de torque a plena carga

Na Fig. 4.33, que apresenta a forma de onda do torque em plena carga do G2 de 24 polos, constata-se que o torque apresenta uma oscilação considerável, com um valor de ondulação de 36%.

Figura 4.33 – Forma de onda do torque em plena carga do G2 de 24 polos.

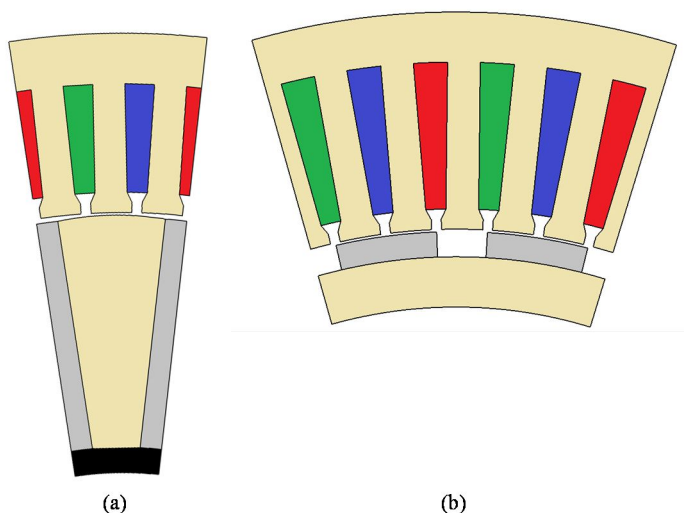




### 4.2.5 Comparação entre o G2 de 24 polos e o GR de 22 polos

A utilização de ferrite no lugar de NdFeB na topologia de ímãs de superfície (G1) resulta numa importante redução no valor de indução no entreferro (0,37 T). Como se constata na Tabela 4.4 e na Fig. 4.24, quando utilizada a topologia de concentração de fluxo (G2), a indução no entreferro da máquina de ferrite é da ordem de 1 T, comparável ao valor presente na máquina de referência. Como consequência disso, a massa de cobre da máquina não aumenta de maneira significativa, e o custo da máquina de ferrite com concentração de fluxo resulta menor que a de NdFeB. Por outro lado, a necessidade das peças polares para concentrar o fluxo resulta num incremento considerável da massa de ferro em relação à máquina de NdFeB, que resulta numa máquina com maior massa de material ativo em relação à máquina de referência. Na Fig. 4.34 são apresentadas a máquina de ferrite de  $q$  inteiro e concentração de fluxo e a de NdFeB ótimas que apresentam o mesmo desempenho.

Figura 4.34 - Seção transversal mostrando (a) um polo do G2 de 24 polos e (b) dois polos do GR de 22 polos.



A Tabela 4.6 apresenta os principais parâmetros geométricos do G2 de 24 polos e do GR de 22 polos, onde se constata que a massa de cobre

da máquina com ímãs permanentes de ferrite *spoke* com  $q$  unitário é somente 9,1% maior que a massa de cobre do GR de 22 polos, mas seu  $TRV$  é 39,5% menor que aquele da máquina de referência.

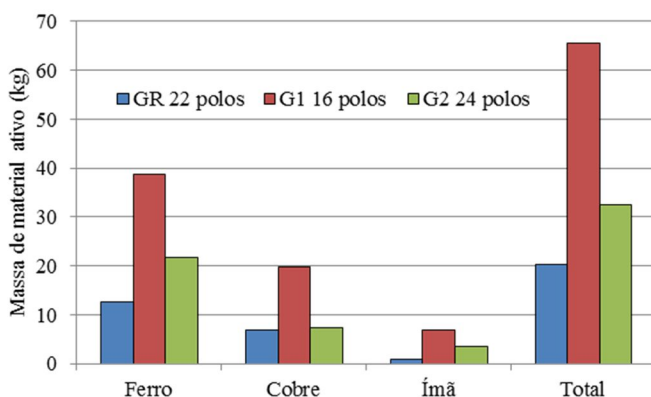
Constata-se também que o comprimento axial do G2 de 24 polos é 34,7% maior que o do GR de 22 polos, e suas indutâncias síncronas  $L_d$  e  $L_q$  são 12,5% e 32,1% maiores que a do GR.

Na Fig. 4.35 se observa que, apesar do G2 de 24 polos apresentar uma massa de material ativo 50,4% menor que a do G1 de 16 polos, sua massa ainda é significativamente maior (59,5%) que o GR de 22 polos, devido, sobretudo, por apresentar uma massa de ferro 71,1% maior que o do GR.

Tabela 4.6 - Comparação dos principais parâmetros geométricos do G2 de 24 polos com o GR de 22 polos.

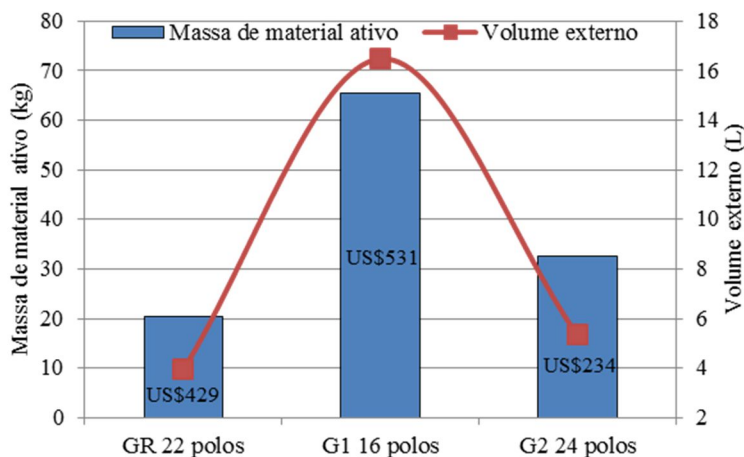
Parâmetro	G2 de 24 polos	GR de 22 polos
$e_{min}/e_{max}$ (mm)	0,5/1	0,5
$h_m$ (mm)	8,43	5
$sd$ (mm)	21,39	29,20
$h_a$ (mm)	4,01	4,03
$h_b$ (mm)	5,88	6,81
$bd$ (mm)	6,33	6,51
$D_g$ (mm)	228,20	213,58
$TRV$ (N/m <sup>2</sup> )	26,79	44,32
$DP$ (W/kg)	92,4	147,0
$L_p$ (mm)	75,36	55,94
$S_{ran}$ (mm <sup>2</sup> )	105,85	158,50
$L_s$ (mH)	17,46/ 20,51	15,52
$S_{fio}$ (mm <sup>2</sup> )	2,44	2,31
$S_{cu}$ (mm <sup>2</sup> )	63,51	95,10
$m_{cu}$ (kg)	7,42	6,80
$N_{cr}$	26	41

Figura 4.35 - Massa de material ativo do G1 de 16 polos, do G2 de 24 polos e do GR de 22 polos.



Na Fig. 4.36 se observa que a máquina com concentração de fluxo possui uma massa de material ativo igual à metade da massa de material ativo da máquina de ferrite com ímãs superficiais, com uma redução ainda maior no custo de material ativo.

Figura 4.36 – Massa de material ativo, custo e volume externo do G1 de 16 polos, do G2 de 24 polos e do GR.



#### 4.2.6 Conclusões em relação à máquina de NdFeB

O fato da máquina com ímãs permanentes de ferrite com concentração de fluxo apresentar valores de indução magnética no entreferro da ordem de 1 T resultou numa máquina com menor massa, custo de material ativo e volume externo; comparada à máquina com ímãs de ferrite superficiais, conforme apresentado na Tabela 4.4 e Fig 4.36. Embora a massa de material ativo do G2 seja 60% maior que a massa de material ativo do GR 22, o custo da máquina de ferrite com concentração de fluxo é 44% menor que o da máquina de NdFeB, tornando a máquina de ferrite competitiva em relação à máquina com ímãs de NdFeB. Estes resultados corroboram a decisão inicial de minimizar a massa de materiais ativos das máquinas de ferrite.

Máquinas com  $q$  inteiros tem associado elevado valor de *cogging* e ondulação de toque com carga. Na máquina com ímãs superficiais, o *cogging* foi eliminado com o uso de ranhuras inclinadas em um passo de ranhura. No projeto da máquina com peças polares, optou-se por utilizar entreferro variável no lugar de inclinar as ranhuras, que resultou numa máquina com valores moderados, porém não desprezíveis, de ondulação de torque a plena carga. Uma redução adicional poderia ser alcançada com um projeto que inclua a inclinação das ranhuras, mas isso envolveria uma redução na densidade de potência da máquina, já existente por causa do uso de entreferro variável. Uma alternativa seria utilizar uma topologia de máquina com  $q$  fracionário que possua menor *cogging* e dispense o uso de entreferro variável bem como da inclinação das ranhuras. Isto será explorado a seguir, onde será efetuado o projeto ótimo de uma máquina de rotor interno com  $q$  fracionário e entreferro constante.

#### 4.3 PROJETO ÓTIMO DO GERADOR COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR INTERNO COM $q=0,75$ (GERADOR 3 – G3)

O projeto ótimo desta máquina foi realizado usando o modelo descrito na seção 3.4, com as especificações e restrições de projeto apresentadas na seção 2.4. Os modelos bem como a análise de desempenho desta máquina foram apresentados em (KOLZER; BAZZO; CARLSON, 2016a).

### 4.3.1 Especificações, restrições e resultados da otimização

A Tabela 4.7 mostra as especificações e as principais restrições utilizadas para o projeto ótimo do G3, bem como os resultados da otimização do G3 de 16 polos. As restrições utilizadas nesta máquina são semelhantes às utilizadas na máquina G2. Entretanto, esta máquina apresenta um entreferro constante que foi fixado no valor de 0,5 mm.

Constata-se que o comprimento axial do G3 (61,44 mm) é ainda menor que o comprimento axial do G2 (82,96 mm), que resulta num incremento da densidade de corrente nos fios (3,91 A/mm<sup>2</sup>) em relação ao G2 (3,44 A/mm<sup>2</sup>) para o mesmo rendimento. O menor comprimento axial da máquina também resulta num incremento da indução magnética na coroa do estator, atingindo o limite de 1,6 T estabelecido no projeto.

Nesta máquina também se constata que o valor da indução magnética média no entreferro (1,14 T) é significativamente maior que a indução remanente dos ímãs de ferrite.

Tabela 4.7 - Especificações, restrições e resultados da otimização do G3 de 16 polos.

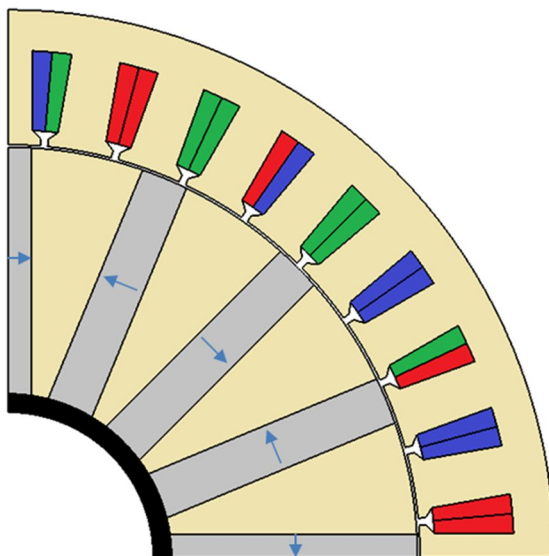
Parâmetros elétricos e magnéticos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$P_{saída}$ (W) (saída)	fixo	3000	3000
$V_f$ (V) (saída)	fixo	127	127
$I_f$ (A) (entrada)	restrito	1 - 20	7,87
$f$ (Hz) (saída)	livre	-	46,66
$P$ (entrada)	fixo	16	16
$J_{fio}$ (A/mm <sup>2</sup> ) (entrada)	restrito	1 - 7	3,91
$P_{fe}$ (W)	livre	-	28,17
$P_{cu}$ (W)	livre	-	182,63
$\eta$ (%) (saída)	restrito	93 - 99	93
$L_d$ (mH) (saída)	livre	-	32,33
$L_q$ (mH) (saída)	livre	-	42,96
$R_f$ ( $\Omega$ ) (saída)	livre	-	0,98
$B_d$ (T) (saída)	restrito	0,5 - 1,6	1,6
$B_{ys}$ (T) (saída)	restrito	0,2 - 1,6	1,6
$B_{ag}$ (T) (saída)	livre	-	1,14
Parâmetros geométricos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$ag$ (mm)	restrito	0,5 - 5	0,5
$h_{ys}$ (mm) (entrada)	restrito	10 - 50	11,20
$L_m$ (mm) (saída)	livre	-	13,02

$D_{re}$ (mm) (saída)	livre	-	225,15
$D_{ri}$ (mm) (saída)	livre	-	89,78
$D_{es}$ (mm) (entrada)	restrito	100 - 300	300
$sd$ (mm) (entrada)	restrito	5 - 50	21,71
$bd$ (mm) (entrada)	restrito	5 - 50	13,37
$h_a$ (mm) (saída)	restrito	4 - 20	7,04
$h_b$ (mm) (saída)	livre	-	10,83
$ag$ (mm) (entrada)	fixo	0,5	0,5
$L_p$ (mm) (entrada)	restrito	50 - 150	61,44
$N_{cr}$ (saída)	livre	-	58
$Sf$ (saída)	restrito	0,4 - 0,6	0,6
$h_{ail}$ (mm) (entrada)	fixo	13	13
$l_{ail}$ (mm) (entrada)	fixo	5	5
$L_{aletas}$ (mm) (saída)	livre	-	161,44
$N_{aletas}$ (mm) (saída)	livre	-	48
$m_{mat\ at}$ (kg) (saída)	função	10 - 100	29,37

Parâmetros mecânicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$V_{vento}$ (m/s) (entrada)	fixo	10	10
$N_{mec}$ (rpm) (saída)	fixo	350	350
Parâmetros térmicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$T_{bob}$ (°C) (saída)	restrito	40 - 135	59,77
Parâmetros econômicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$C_{tmat}$ (US\$) (saída)	livre	-	215,63

A Fig. 4.37 mostra um setor simétrico formado por quatro polos da seção transversal do G3 de 16 polos, onde as setas em azul indicam a direção de magnetização dos ímãs. Esta máquina será analisada com o EFCAD com o intuito de verificar se seu desempenho é o previsto no projeto.

Figura 4.37 – Seção transversal mostrando quatro polos do G3 de 16 polos.



### 4.3.2 Análise e verificação da máquina por meio de EFCAD

Os parâmetros de desempenho do projeto ótimo do G3, especificado na Tabela 4.7, serão analisados com o EFCAD para verificar sua conformidade com o projeto. A comparação entre os resultados obtidos com o projeto ótimo e os resultados obtidos com cálculo de campos magnéticos será apresentada na Tabela 4.8 ao final desta seção.

#### 4.3.2.1 Verificação da tensão fase-neutro em vazio

No diagrama de linhas de fluxo magnético e da distribuição da indução magnética da máquina em vazio da Fig. 4.38 se constata que a indução magnética nos dentes se encontra dentro dos valores previstos no projeto, e os valores de indução magnética na coroa do estator apresenta diferenças da ordem dos 10% em relação aos valores previstos no projeto.

Figura 4.38 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G3 de 16 polos em vazio.

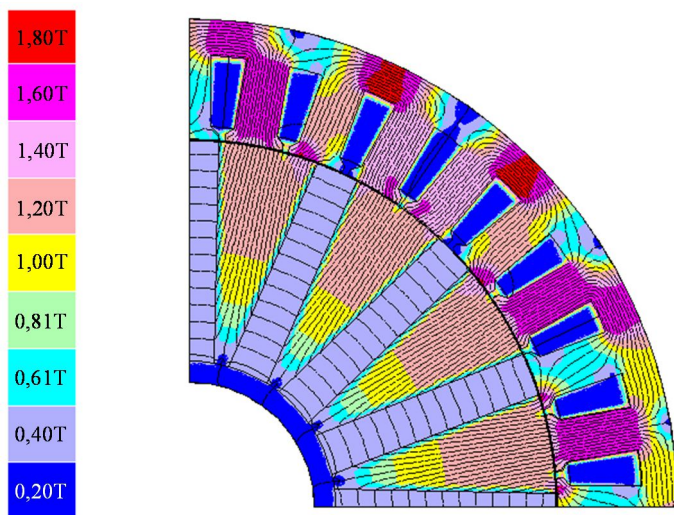


Figura 4.39 - Tensão fase-neutro em vazio do G3 de 16 polos.

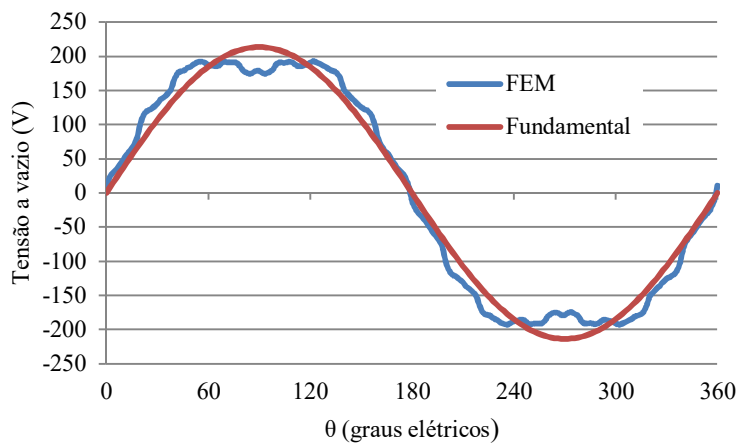
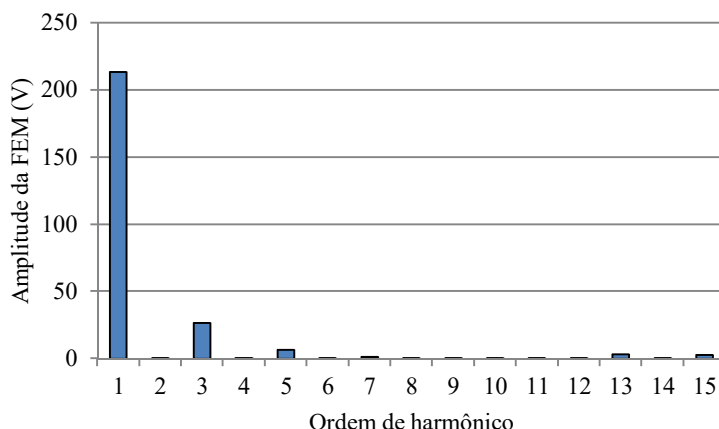




Figura 4.40 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro em vazio.



Nas Figs. 4.39 e 4.40 são apresentadas a forma de onda e o conteúdo harmônico, respectivamente, da tensão fase-neutro em vazio. Consta-se que é o terceiro harmônico que mais contribui para a distorção da FEM, cuja DHT é de 13%. Na Tabela 4.8 se observa que o valor eficaz da componente fundamental da FEM (150,95 V) obtido pelo EFCAD difere do valor previsto no projeto (152,76 V) em menos de 2%.

#### 4.3.2.2 Verificação das indutâncias síncronas $L_d$ e $L_q$

A verificação dos valores das indutâncias  $L_q$  e  $L_d$  foi efetuada calculando a indutância própria da fase **a** em série com a fase **c**,  $L_{2fs}$ , por meio do módulo EFCS do EFCAD, nas posições indicadas nas Figs. 4.41 e 4.42, respectivamente. Na Tabela 4.8 se constata que os valores de indutâncias síncronas  $L_d$  e  $L_q$  (31,38 mH e 45,39 mH) obtidos com o EFCAD diferem dos valores previstos no projeto (32,33 mH e 42,96 mH) em menos de 6%.

Figura 4.41 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G3 de 16 polos quando as fases **a** e **c** são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância máxima.

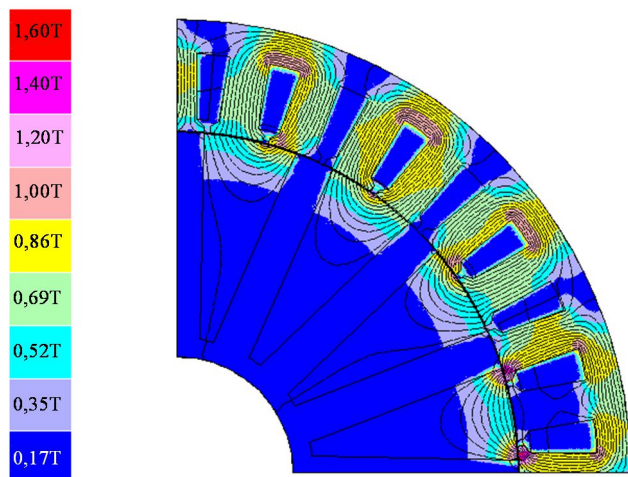
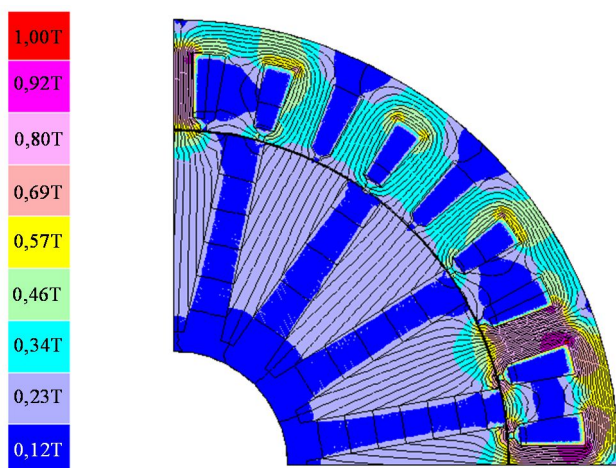


Figura 4.42 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G3 de 16 polos quando as fases **a** e **c** são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância mínima.



### 4.3.2.3 Verificação da tensão fase-neutro a plena carga

Na Fig. 4.43 é apresentada a distribuição de fluxo magnético da máquina a plena carga obtida com o módulo EFCM. Como esperado, a distribuição de fluxo magnético da máquina a plena carga é muito próxima daquela em vazio.

Na Fig. 4.44 é apresentada a forma de onda da tensão fase-neutro com carga nominal e sua componente fundamental, e na Fig. 4.45 é apresentada a sua análise harmônica, onde se constata o reduzido conteúdo harmônico da tensão com carga, com uma DHT de 4%. Esta redução em relação à G2 pode ser atribuída à utilização de  $q$  fracionário. Na Tabela 4.8 se observa que o valor eficaz da componente fundamental da tensão fase-neutro com carga nominal obtido pelo EFCAD (128,81 V) difere do valor previsto no projeto (127 V) em menos de 2%, com um ângulo de carga de  $36,35^\circ$ .

Figura 4.43 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G3 de 16 polos a plena carga.

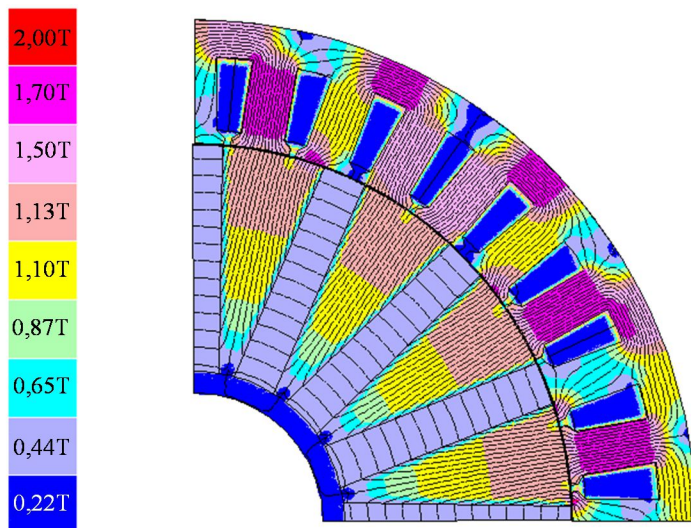


Figura 4.44 - Tensão fase-neutro a plena carga do G3 de 16 polos.

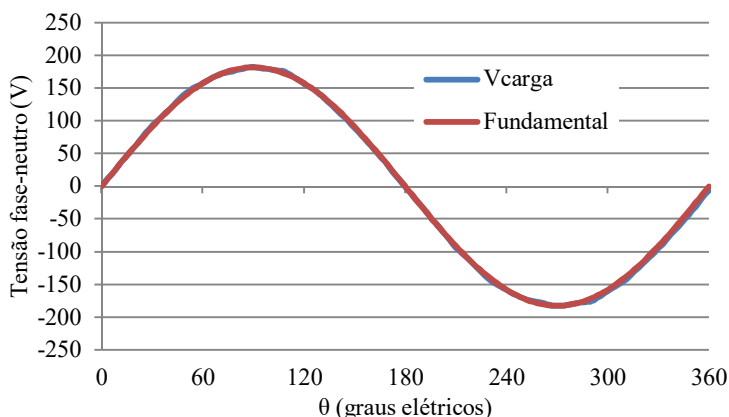
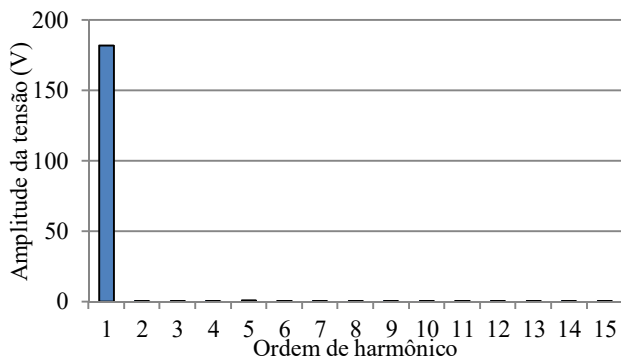


Figura 4.45 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro a plena carga.



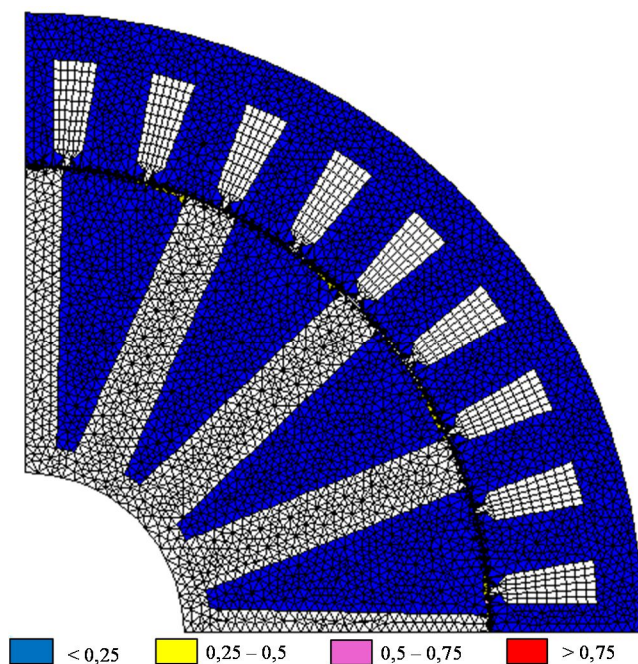
#### 4.3.2.4 Verificação das perdas no ferro a plena carga

As perdas no ferro previstas no projeto foram verificadas utilizando o módulo de cálculo de perdas do EFCAD. Na Fig. 4.46 é apresentado o diagrama de distribuição de perdas no ferro da máquina a plena carga, onde o maior valor de densidade de perdas em um dos elementos da malha é de  $819,2 \text{ kW/m}^3$ . Nesta máquina, os valores de perdas no ferro obtidos no EFCAD diferiram daqueles previstos no projeto em 40,8%, conforme mostra a Tabela 4.8. Este elevado erro nos valores de perdas no ferro pode ser atribuído aos seguintes motivos:

- a) A hipótese de perdas desprezíveis no rotor está errada neste caso onde as perdas nas peças polares no rotor são significativas;
- b) As perdas na coroa do estator foram subestimadas devido à indução prevista nela ser menor (10%) que o valor obtido pelo EFCAD.

Considerou-se que a influência deste erro nas perdas do gerador não influenciou significativamente tanto no seu rendimento como na sua potência de saída porque as perdas no ferro (28,17 W) são muito menores do que as no cobre (182,63 W), previstas no projeto conforme apresentado na Tabela 4.8.

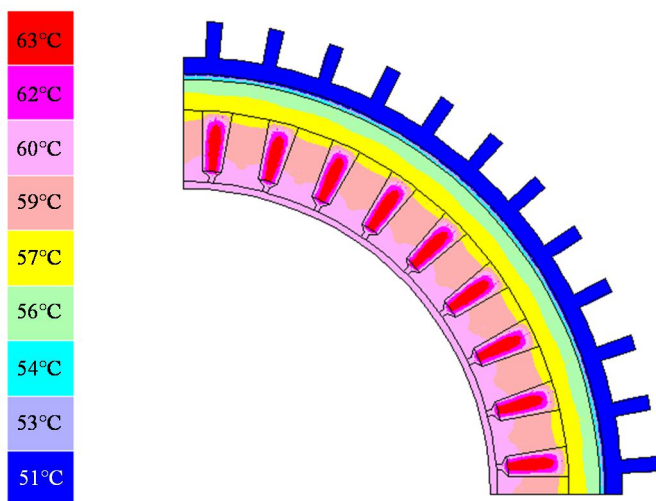
Figura 4.46 - Diagrama de distribuição de perdas no ferro a plena carga do G3 de 16 polos obtidos pelo EFCAD.



#### 4.3.2.5 Verificação da temperatura de funcionamento da máquina

A Fig. 4.47 mostra o diagrama de distribuição de temperatura da máquina obtida pelo EFCAD, onde se observa que a região mais quente da máquina corresponde à porção de bobinas próxima do entreferro. Na Tabela 4.8 se verifica que a temperatura obtida no EFCAD ( $63^{\circ}\text{C}$ ) difere da temperatura prevista no projeto ( $59,78^{\circ}\text{C}$ ) em 5,1%.

Figura 4.47 - Diagrama de distribuição de temperatura do G3 de 16 polos obtida pelo EFCAD.



#### 4.3.2.6. Síntese dos resultados comparativos e erros

Na Tabela 4.8 são comparados os valores previstos pelo projeto e os valores simulados com o EFCAD dos principais parâmetros do G3, constatando-se diferenças menores que 6% para a tensão em vazio e a plena carga, na potência de saída, na temperatura da bobina, nas indutâncias síncronas e no rendimento.

Embora o valor de perdas no ferro previsto no projeto diferiu do valor obtido no EFCAD em 40,8%, seu impacto no valor de rendimento foi baixo (0,6% menor que o valor previsto) pelo fato das perdas no cobre (187,88 W) serem preponderantes em relação às perdas do ferro (47,61 W).

Tabela 4.8 - Comparação entre os valores previstos no projeto do G3 de 16 polos e os obtidos com o EFCAD.

Parâmetro	CADES	EFCAD	Diferença
$V_{lf}$ (V)	127	128,81	1,4%
$E_{lf}$ (V)	152,76	150,95	1,2%
$\delta$ (graus)	36,35	-	-
$L_d$ (mH)	32,33	31,88	1,4%
$L_q$ (mH)	42,96	45,39	5,4%
$P_{saída}$ (W)	3000	3086,13	2,8%
$P_{fe}$ (W)	28,17	47,61	40,8%
$P_{cu}$ (W)	182,63	187,88	2,8%
$\eta$ (%)	93	92,48	0,6%
$T_{bob}$ (°C)	59,78	63	5,1%

#### 4.3.3 Análise da influência do número de polos no desempenho da máquina

É necessário determinar qual o número de polos para o qual a máquina com ímãs de ferrite com concentração de fluxo e  $q$  fracionário de rotor interno apresenta o melhor compromisso entre custo de material ativo e densidade de potência. Para isso, o modelo validado na seção 4.3.2 foi utilizado para o projeto de máquinas com diversos números de polos.

Na Fig. 4.48 se observa que a máxima densidade de potência do G3 (109,7 W/kg) acontece com 24 polos, da mesma forma que para este número de polos o custo de materiais ativos é mínimo (US\$194,70). Conforme se constata na Fig. 4.49, a participação que cada material ativo tem na composição do custo total de material ativo é bastante equilibrada nesta máquina.

#### 4.3.4 Consideração de outros aspectos construtivos

Nesta seção serão discutidos alguns aspectos construtivos relevantes que, embora mais difíceis de ponderar, podem influenciar no desempenho da máquina, ou no seu processo construtivo.

#### 4.3.4.1 Largura das ranhuras e dentes

Máquinas com valores de  $q$  reduzidos tendem a apresentar largura de ranhuras e dentes maiores que máquinas com  $q$  elevados, para o mesmo diâmetro de entreferro. Isto foi verificado também no G3, que possui 0,75 ranhuras por polo por fase, para o qual a largura mínima de ranhura não foi atingida nem para números elevados de polos, conforme se constata na Fig. 4.50.

Figura 4.48 - Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos do G3.

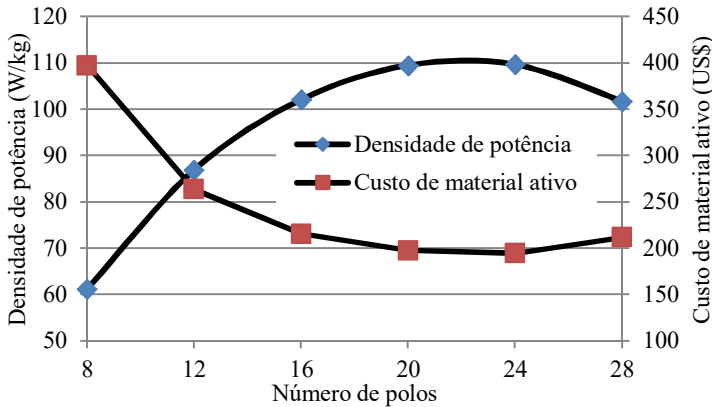
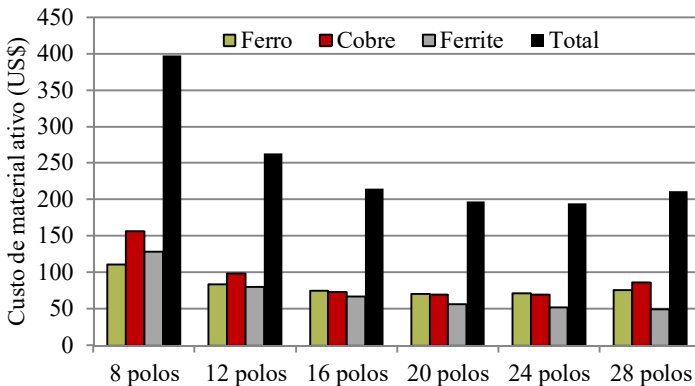


Figura 4.49 - Participação de cada material no custo total de material ativo do G3.





#### 4.3.4.2 Volume externo da máquina

Esta máquina apresenta um comprimento axial bastante reduzido, fazendo que o volume externo também o seja. Na Fig. 4.50 se constata que para 24 polos, seu volume externo é de 5,4 L.

#### 4.3.4.3 Torque por unidade de volume do rotor

O TRV desta máquina é bem maior que os valores informados para a máquina com ímãs de ferrite em (HENDERSHOT; MILLER, 2010, p. 89). Na Fig. 4.51 se constata, por exemplo, para a máquina de 24 polos, que o TRV é de  $24,1 \text{ kNm/m}^3$ , e atinge  $33,5 \text{ kNm/m}^3$  para 16 polos. Mesmo assim, seu TRV se encontra bastante abaixo dos  $44,3 \text{ kNm/m}^3$  da máquina de referência.

Figura 4.50 - Volume externo e largura menor da ranhura versus número de polos do G3.

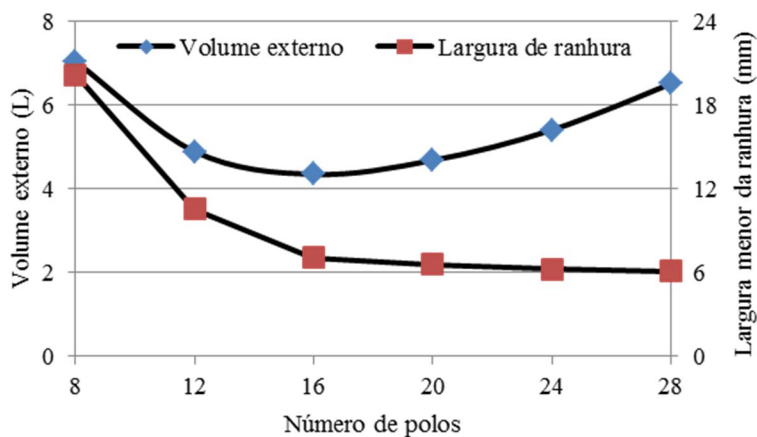
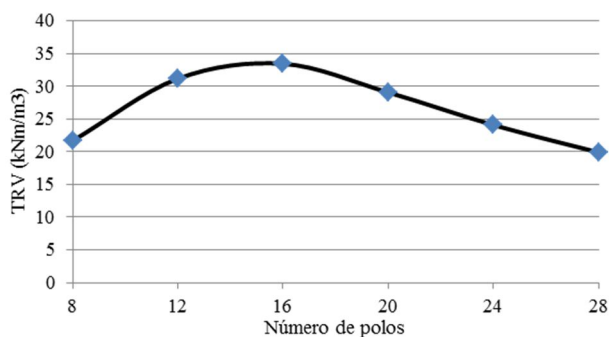


Figura 4.51 - Torque por unidade de volume do rotor para diversos números de polos do G3.

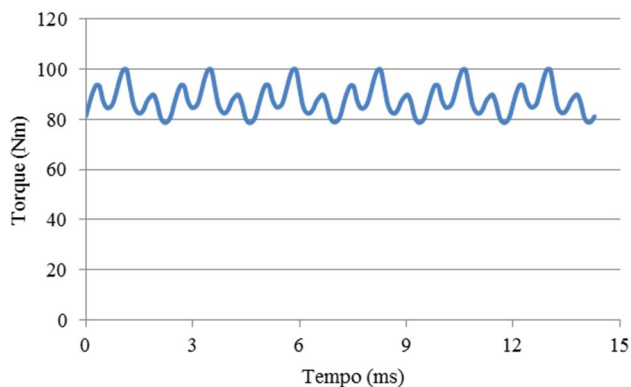


As máquinas de 20 e de 24 polos apresentam densidade de potência e custo de materiais semelhantes, para o mesmo desempenho. Aqui será escolhida a máquina de 24 polos, com uma densidade de potência de 109,7 W/kg e um custo de US\$194,7.

#### 4.3.4.4 Ondulação de torque a plena carga

Na Fig. 4.52 se constata que, embora menor que na máquina a concentração de fluxo de  $q$  inteiro, a ondulação de torque a plena carga do G3 de 24 polos ainda é significativa, tendo um valor de ondulação de 24%.

Figura 4.52 - Forma de onda do torque a plena carga do G3 de 24 polos.

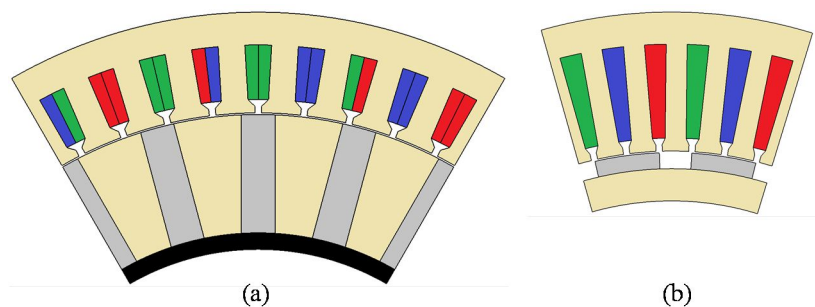


A inclinação das ranhuras permitiria eliminar o *cogging* toque desta máquina e desse modo, diminuir a sua ondulação de torque a valores razoavelmente baixos. Esta estratégia não é recomendada em máquinas com  $q < 1$ , pois resulta numa redução significativa da tensão em vazio da máquina por causa da introdução do fator de inclinação (*skew*). Nesta máquina com  $q = 0,75$ , a inclinação das ranhuras em um passo de ranhura resultaria numa redução da tensão em vazio de 7,9%, reduzindo a densidade de potência da máquina em aproximadamente 15%.

#### 4.3.5 Comparação entre o G3 de 24 polos e o GR de 22 polos

De maneira semelhante ao G2, o G3 utiliza concentração de fluxo para obter valores de indução magnética próximos aos valores presentes na máquina com ímãs de NdFeB. Por outro lado, o G3 se beneficia de possuir entreferro constante, possibilitando seu projeto com o menor valor de entreferro,  $e_{min}$ , que resulta numa densidade de potência elevada (109,7 W/kg), conforme mostra a Tabela 4.9. A Fig. 4.53 mostra o G3 ao lado da máquina de referência GR, que apresentam o mesmo desempenho.

Figura 4.53 - Seção transversal mostrando (a) um polo do G3 de 24 polos e (b) dois polos da GR de 22 polos.

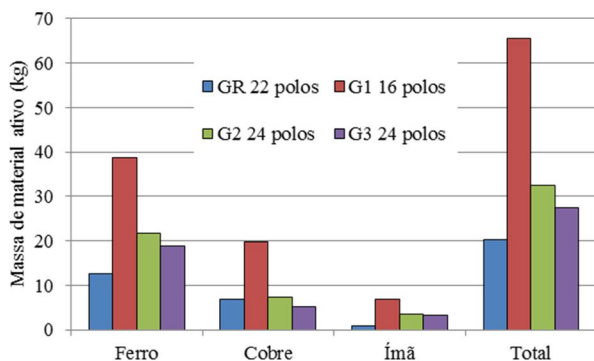


Na Tabela 4.9 se observa que a massa de cobre do G3 de 24 polos é 34,3 % menor que a massa de cobre no GR, contribuindo à redução de seu custo. Conforme se observa nessa tabela, embora o comprimento axial do G3 de 24 polos seja somente 33% maior que o GR de 22 polos, o seu TRV ( $24,09 \text{ kN/m}^2$ ) é significativamente menor que o TRV do GR ( $44,32 \text{ kN/m}^2$ ) por causa do seu maior diâmetro de entreferro.

Tabela 4.9 - Comparação entre os principais parâmetros geométricos do G3 de 24 polos com o GR de 22 polos.

Parâmetro	G3 de 24 polos	GR de 22 polos
$ag$ (mm)	0,5	0,5
$h_m$ (mm)	10,37	5
$sd$ (mm)	16,56	29,20
$h_a$ (mm)	6,24	4,03
$h_b$ (mm)	8,17	6,81
$bd$ (mm)	8,11	6,51
$D_g$ (mm)	238,87	213,58
$TRV$ (N/m <sup>2</sup> )	24,09	44,32
$DP$ (W/kg)	109,7	147,0
$L_p$ (mm)	76,42	55,94
$S_{ran}$ (mm <sup>2</sup> )	119,37	158,50
$L_s$ (mH)	17,61/21,87	15,52
$S_{fo}$ (mm <sup>2</sup> )	1,98	2,31
$S_{cu}$ (mm <sup>2</sup> )	71,62	95,10
$m_{cu}$ (kg)	5,06	6,80
$N_{cr}$	36	41

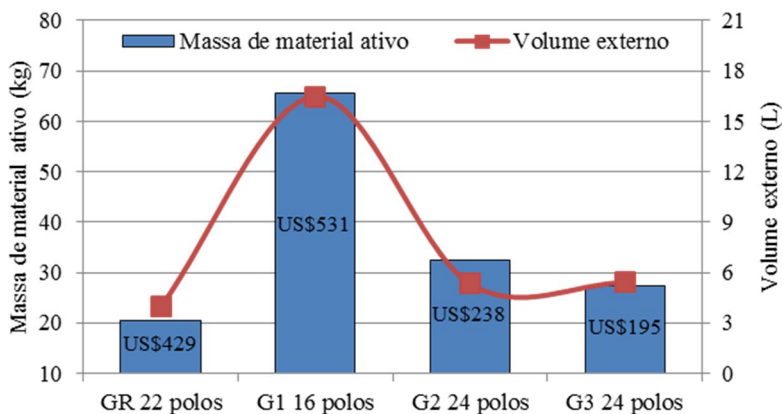
Figura 4.54 - Massa de material ativo das máquinas com ímãs de ferrite e do GR de 22 polos.



Nas Figs. 4.54 e 4.55 se constata que, quando comparada à máquina de referência (GR de 22 polos), a máquina com ímãs de ferrite com concentração de fluxo e  $q$  fracionário (G3) possui um custo de

material ativo 54,5% menor, e uma massa de material ativo 34,4% maior.

Figura 4.55 - Massa de material ativo, custo e volume externo das máquinas com ímãs de ferrite e do GR de 22 polos.



#### 4.3.6 Conclusões em relação à máquina de NdFeB

O fato da máquina com ímãs permanentes de ferrite com concentração de fluxo apresentar valores de indução magnética no entreferro da ordem de 1T permite reduzir o volume externo; a massa e o custo de material ativo em relação à máquina com ímãs de ferrite superficiais. Assim, a máquina com ímãs de ferrite com concentração de fluxo e  $q$  inteiro se torna uma alternativa viável, tendo um custo de material ativo 44% menor que a de NdFeB, conforme apresentado na Fig. 4.55. No entanto, por causa do elevado *cogging* associado a máquinas com  $q$  inteiro, ela foi projetada com entreferro variável, que envolve um incremento do entreferro médio e, portanto, uma redução da densidade de potência. Por outro lado, a máquina de  $q$  fracionário tem associado menor *cogging*, que pode ser concebida com entreferro constante. Disto resultou uma redução de 15,7% na massa de material ativo, resultando numa queda de 18% no custo de material ativo em relação ao G2, conforme mostram as Figs. 4.54 e 4.55.

Por outro lado, observou-se na Fig. 4.52 que a ondulação de torque desta máquina, embora menor que na máquina de  $q$  inteiro e concentração de fluxo, ainda é significativo. Entretanto, entre as

topologias abordadas até aqui, o G3 é a topologia de máquina de ferrite mais conveniente para substituir a máquina de NdFeB de referência.

Até o momento, apenas máquinas de rotor interno foram consideradas. Em aplicações eólicas, topologias de rotor externo facilitam a colocação das pás diretamente sobre o rotor, tornando-as, portanto, uma alternativa a ser considerada. Duas topologias de máquinas com rotor externo serão apresentadas a seguir.

#### **4.4 PROJETO ÓTIMO DO GERADOR COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO FLUXO DE ROTOR EXTERNO COM $q=0,75$ (GERADOR 4 – G4)**

O projeto ótimo desta máquina foi efetuado usando o modelo descrito na seção 3.5, com as especificações e restrições de projeto apresentadas na seção 2.4. Os modelos bem como a análise de desempenho desta máquina foram apresentados em (KOLZER; BAZZO; CARLSON, 2016b).

##### **4.4.1 Especificações, restrições e resultados da otimização**

A Tabela 4.10 mostra as especificações e as principais restrições utilizadas para o projeto ótimo do G4, bem como os resultados da otimização do G4 de 16 polos. As restrições utilizadas nesta máquina são semelhantes às utilizadas na máquina G3.

Constata-se que o comprimento axial do G4 (105,92 mm) é 72,4% maior que o comprimento axial do G3 (61,44 mm), que resulta numa redução da densidade de corrente nos fios ( $2,95 \text{ A/mm}^2$ ) em relação ao G3 ( $3,91 \text{ A/mm}^2$ ) para o mesmo rendimento. O maior comprimento axial da máquina também resulta numa redução da indução magnética na coroa do estator (1,08 T).

Nesta máquina também se constata que, embora o valor da indução magnética média no entreferro (0,74 T) seja 1,85 vezes o valor da indução magnética remanente do ímã de ferrite, ela é 35% menor que a do G3 (1,14 T).

Na Tabela 4.10 também se constata que no G4 de 16 polos, de rotor externo, a temperatura das bobinas ( $97,42^\circ\text{C}$ ) é 96,4% maior que no G3 de 16 polos, de rotor interno ( $59,77^\circ\text{C}$ ).

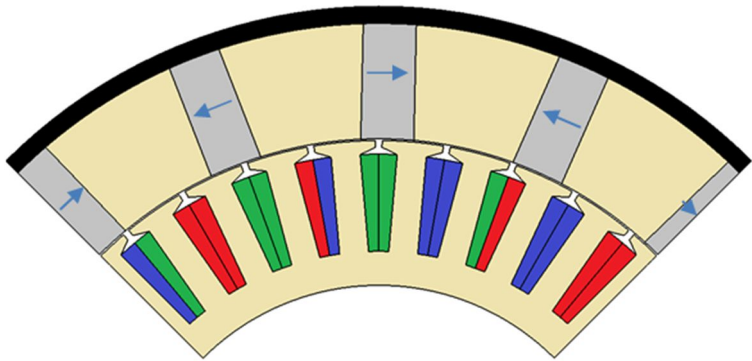
Tabela 4.10 - Especificações, restrições e resultados da otimização do G4 de 16 polos.

Parâmetros elétricos e magnéticos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$P_{saída}$ (W) (saída)	fixo	3000	3000
$V_f$ (V) (saída)	fixo	127	127
$I_f$ (A) (entrada)	restrito	1 - 20	7,87
$f$ (Hz) (saída)	livre	-	46,66
$P$ (entrada)	fixo	16	16
$J_{\text{flo}}$ (A/mm <sup>2</sup> ) (entrada)	restrito	1 - 7	2,95
$P_{fe}$ (W) (saída)	livre	-	31,62
$P_{cu}$ (W) (saída)	livre	-	179,18
$\eta$ (%) (saída)	restrito	93 - 99	93
$L_d$ (mH) (saída)	livre	-	30,98
$L_q$ (mH) (saída)	livre	-	54,62
$R_f$ ( $\Omega$ ) (saída)	livre	-	0,96
$B_d$ (T) (saída)	restrito	0,5 - 1,6	1,6
$B_{ys}$ (T) (saída)	restrito	0,2 - 1,6	1,08
$B_{ag}$ (T) (saída)	livre	-	0,74
Parâmetros geométricos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$ag$ (mm) (entrada)	fixo	0,5	0,5
$h_{ys}$ (mm) (entrada)	restrito	10 - 30	10
$L_m$ (mm) (saída)	livre	-	15,62
$D_{re}$ (mm) (saída)	restrito	100 - 300	300
$D_{ri}$ (mm) (saída)	livre	-	232,11
$sd$ (mm) (entrada)	restrito	10 - 50	28,56
$bd$ (mm) (entrada)	restrito	5 - 20	8,57
$h_a$ (mm) (saída)	restrito	4 - 30	5,90
$h_b$ (mm) (saída)	livre	-	10,88
$L_p$ (mm) (entrada)	restrito	50 - 200	105,92
$N_{cr}$ (saída)	livre	-	54
$Sf$ (saída)	restrito	0,4 - 0,6	0,6
$L_{estator}$ (mm) (saída)	livre	-	205,92
$m_{mat\ at}$ (kg) (saída)	função	10 - 100	42,20
Parâmetros mecânicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$V_{vento}$ (m/s) (entrada)	fixo	10	10
$N_{mec}$ (rpm) (saída)	fixo	350	350
Parâmetros térmicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$T_{bob}$ (°C) (saída)	restrito	40 - 135	97,42

Parâmetros econômicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$C_{imat}$ (US\$) (saída)	livre	-	302,47

A Fig. 4.56 mostra um setor simétrico da seção transversal do G4 de 16 polos, formado por quatro polos, onde as setas indicam a direção de magnetização dos ímãs. Esta máquina será analisada com o EFCAD para verificar se seu desempenho é o previsto no projeto.

Figura 4.56 - Gerador síncrono com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhura por polo por fase.



4.4.2 Análise e verificação da máquina por meio de EFCAD

Os parâmetros de desempenho do projeto ótimo do G4 de 16 polos, especificado na Tabla 4.10, serão analisados com o EFCAD para verificar sua conformidade com o projeto. A comparação entre os resultados obtidos com o projeto ótimo e os resultados obtidos com cálculo de campos magnéticos será apresentada na Tabela 4.11 ao final desta seção.

4.4.2.1 Verificação da tensão fase-neutro em vazio

No diagrama de linhas de fluxo magnético e a distribuição da indução magnética da máquina em vazio da Fig. 4.57 se constata que a indução magnética nos dentes se encontra 6% abaixo do valor previsto no projeto (1,6 T). O valor de indução na coroa se encontra dentro dos valores previstos no projeto (1,08 T).



Nas Figs. 4.58 e 4.59 são apresentadas a forma de onda e o conteúdo harmônico, respectivamente, da tensão fase-neutro em vazio. Constata-se que é o terceiro harmônico que mais contribui para a distorção da FEM, cuja DHT é de 14%. Na Tabela 4.11 se observa que o valor eficaz da componente fundamental da FEM (149,13 V) obtido pelo EFCAD difere do valor previsto no projeto (147,11 V) em menos de 2%.

Figura 4.57 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G4 de 16 polos em vazio.

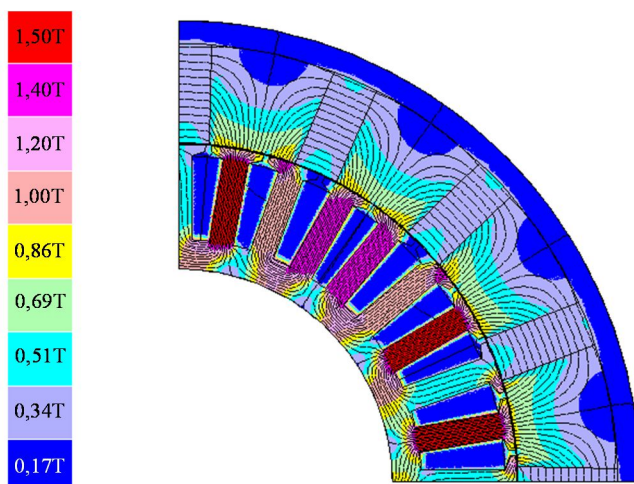


Figura 4.58 – Tensão fase-neutro em vazio do G4 de 16 polos.

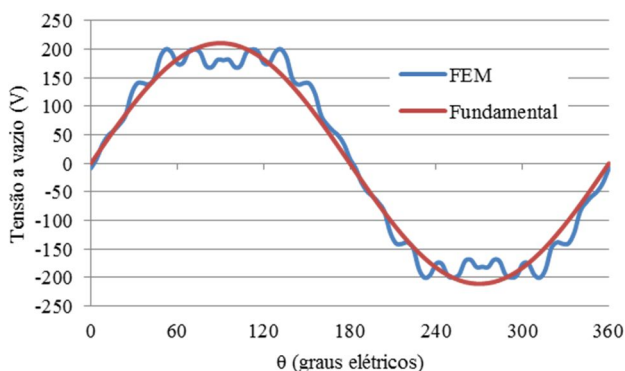
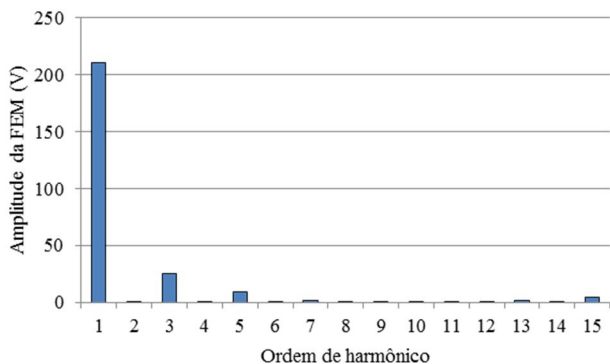


Figura 4.59 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro em vazio.



#### 4.4.2.2 Verificação das indutâncias síncronas $L_d$ e $L_q$

A verificação dos valores das indutâncias  $L_q$  e  $L_d$  foi efetuada calculando a indutância própria da fase **a** em série com a fase **c**,  $L_{2fs}$ , por meio do módulo EFCS do EFCAD, nas posições indicadas nas Figs. 4.60 e 4.61, respectivamente.

Figura 4.60 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G4 de 16 polos quando as fases **a** e **c** são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância máxima.

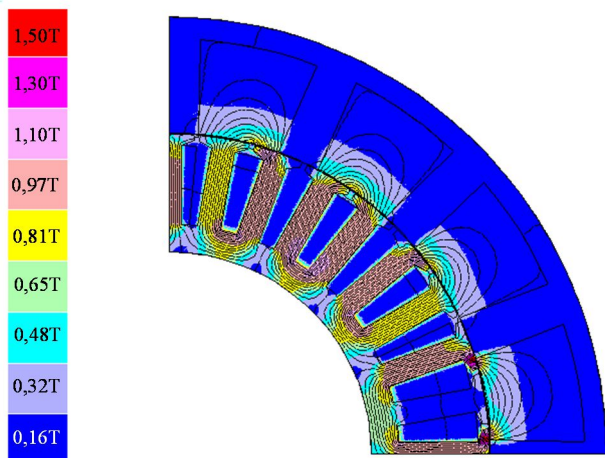
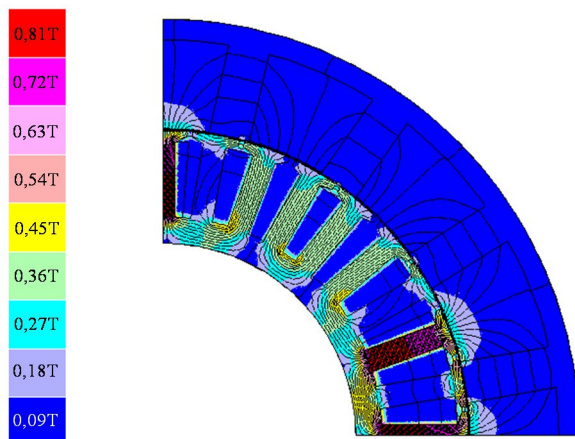


Figura 4.61 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G4 de 16 polos quando as fases **a** e **c** são ligadas em série e são percorridas pela corrente nominal na posição de indutância mínima.



Na Tabela 4.11 se constata que os valores de indutâncias síncronas  $L_d$  e  $L_q$  (28,49 mH e 55,97 mH) obtidos com o EFCAD diferem dos valores previstos no projeto (30,98 mH e 54,62 mH) em menos de 9%.

#### 4.4.2.3 Verificação da tensão fase-neutro a plena carga

Na Fig. 4.62 é apresentada a distribuição de fluxo magnético da máquina a plena carga obtida com o EFCM. Como esperado, a distribuição de fluxo magnético da máquina a plena carga é muito próxima daquela em vazio.

Na Fig. 4.63 é apresentada a forma de onda da tensão fase-neutro com carga nominal e sua componente fundamental, e na Fig. 4.64 é apresentada a sua análise harmônica, onde se constata o reduzido conteúdo harmônico da tensão com carga, com uma DHT de 1%.

Na Tabela 4.11 se observa que o valor eficaz da componente fundamental da tensão fase-neutro com carga nominal obtido pelo EFCAD (126,61 V) difere do valor previsto no projeto (127 V) em menos de 1%, com um ângulo de carga de 43,14°.

Figura 4.62 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G4 de 16 polos a plena carga.

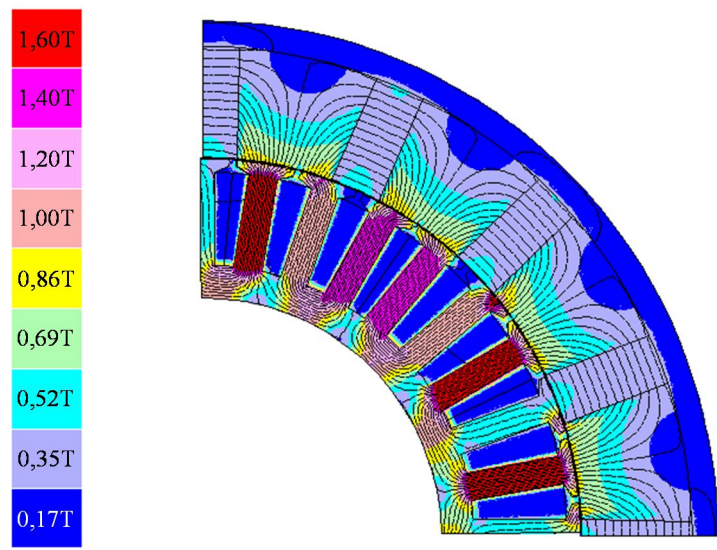


Figura 4.63 - Tensão fase-neutro a plena carga do G4 de 16 polos.

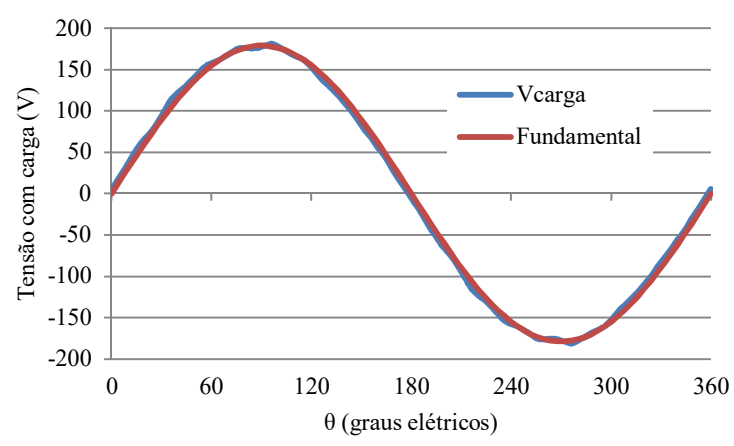
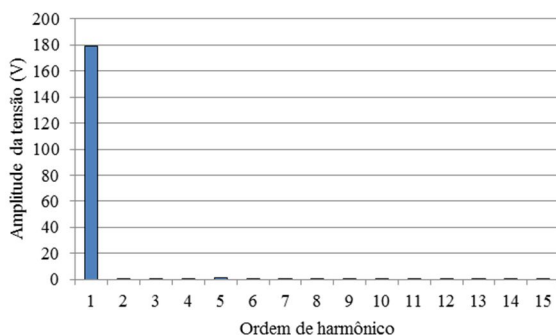


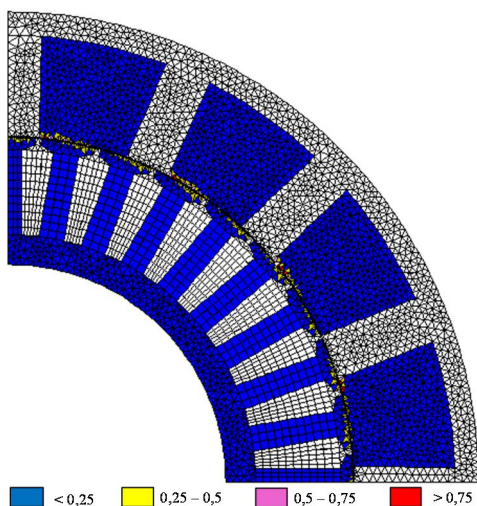
Figura 4.64 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro a plena carga.



#### 4.4.2.4 Verificação das perdas no ferro a plena carga

As perdas no ferro previstas no projeto foram verificadas utilizando o módulo de cálculo de perdas do EFCAD. Na Fig. 4.65 é apresentado o diagrama de distribuição de perdas no ferro da máquina a plena carga, onde o maior valor de densidade de perdas em um dos elementos da malha é de  $205,9 \text{ kW/m}^3$ .

Figura 4.65 - Diagrama de distribuição de perdas no ferro a plena carga do G4 de 16 polos obtidos pelo EFCAD.



Na Tabela 4.11 se observa uma diferença de quase 30% entre os valores de perdas no ferro previstos no projeto e os valores obtidos com o EFCAD. Esta diferença se deve à hipótese de perdas desprezíveis no rotor está errada neste caso, onde as perdas nas peças polares no rotor são significativas.

#### 4.4.2.5. Síntese dos resultados comparativos e erros

Na Tabela 4.11 são comparados os valores previstos pelo projeto e os valores simulados com o EFCAD dos principais parâmetros do G4, constatando-se diferenças menores que 9% nas indutâncias síncronas e menores que 2% para a tensão a vazio e plena carga e na potência de saída. Embora o valor de perdas no ferro previsto no projeto diferiu do valor obtido no EFCAD em 29,4%, seu impacto no valor de rendimento foi baixo (0,4% menor que o valor previsto). Não foi possível a verificação da temperatura da máquina com o EFCAD na topologia de rotor externo.

Tabela 4.11 - Comparação entre os valores previstos no projeto do G4 de 16 polos e os obtidos com o EFCAD.

Parâmetro	CADES	EFCAD	Diferença
$V_{If}$ (V)	127	126,61	0,3%
$E_{If}$ (V)	147,11	149,13	1,4%
$\delta$ (graus)	43,14	-	-
$L_d$ (mH)	30,98	28,49	8,7%
$L_q$ (mH)	54,62	55,97	2,4%
$P_{saída}$ (W)	3000	2982	0,6%
$P_{fe}$ (W)	31,62	44,81	29,4%
$P_{cu}$ (W)	179,18	178,11	0,6%
$\eta$ (%)	93	92,6	0,4%
$T_{bob}$ (°C)	98,0	-	-

#### 4.4.3 Análise da influência do número de polos no desempenho da máquina

É necessário determinar qual o número de polos para o qual a máquina com ímãs de ferrite com concentração de fluxo e  $q$  fracionário de rotor externo apresenta o melhor compromisso entre custo de material ativo e densidade de potência. Assim, o modelo validado na seção 4.4.2 foi utilizado para realizar o projeto ótimo de máquinas com

diversos números de polos. Na Fig. 4.66 se observa que a maior densidade de potência atingível pela máquina G4 é de 87 W/kg para 28 polos, com um custo de material ativo de US\$ 240.

Conforme se constata na Fig. 4.67, para o G4, o custo de cobre e de ferro apresentam maior peso no custo total de material ativo que o custo dos ímãs, e o incremento no número de polos da máquina não resultam numa redução apreciável da massa de ímãs a partir de 20 polos, mas sim na massa de cobre. Por outro lado, a massa de ferro tende a ser maior a partir de 28 polos, onde se observa a menor massa e custo de material ativo.

Figura 4.66 - Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos do G4.

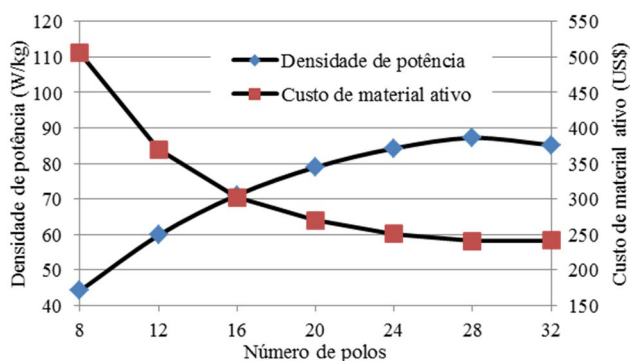
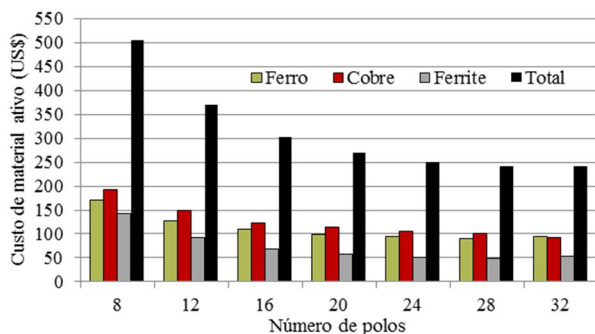


Figura 4.67 - Participação de cada material no custo total de material ativo do G4.



#### 4.4.4 Consideração de outros aspectos construtivos

Nesta seção serão discutidos alguns aspectos construtivos relevantes que, embora mais difíceis de ponderar, podem influenciar no desempenho da máquina, ou no seu processo construtivo.

##### 4.4.4.1 Largura das ranhuras e dentes

A partir de 32 polos, a máquina atinge a restrição de largura mínima de ranhura de 4 mm, conforme se constata na Fig. 4.68.

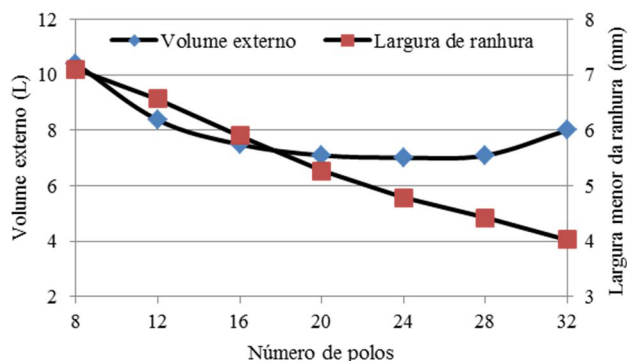
##### 4.4.4.2 Volume externo da máquina

Esta máquina apresenta um comprimento axial significativamente maior que na máquina de rotor interno e  $q$  fracionário, fazendo que o volume externo também o seja maior. Na Fig. 4.68 se constata que para 24 polos, seu volume externo é de 7 L.

##### 4.4.4.3 Torque por unidade de volume do rotor

O TRV desta máquina é bem maior que os valores informados para máquina com ímãs de ferrite em (HENDERSHOT; MILLER, 2010, p. 89), mas menor em relação aos da máquina de rotor interno e  $q$  fracionário.

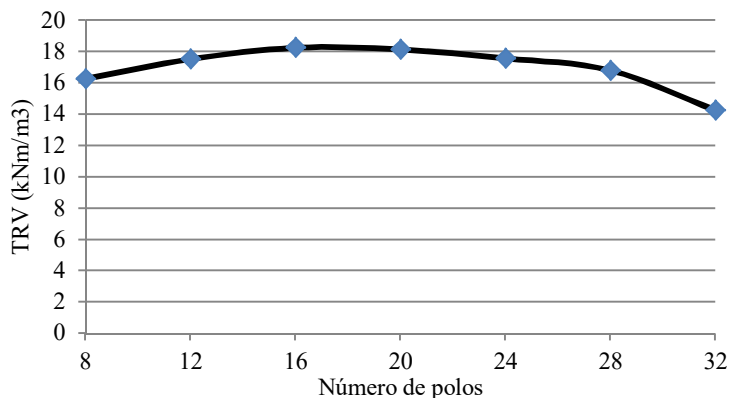
Figura 4.68 - Volume externo e largura menor da ranhura versus número de polos do G4.





Por exemplo, na Fig. 4.69 se observa que para a máquina de 28 polos, o  $TRV$  é de 16,8 kNm/m<sup>3</sup>, e atinge 18,3 kNm/m<sup>3</sup> para 16 polos.

Figura 4.69 - Torque por unidade de volume do rotor para diversos número de polos de G4.

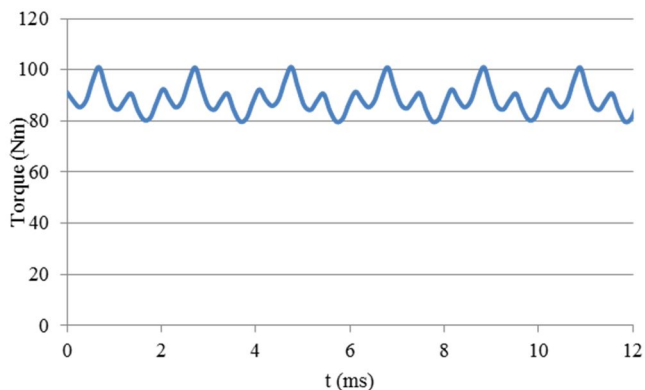


A máquina com ímãs de ferrite com concentração de fluxo de  $q$  fracionário e rotor externo de 28 polos apresenta uma densidade de potência maior que 87 W/kg, com um custo de US\$240,5. Portanto, ela será selecionada como a de melhor desempenho nessa topologia, por possui menor custo e maior densidade de potência, bem como reduzido volume externo.

#### 4.4.4.4 Ondulação de torque a plena carga

Na Fig. 4.70 se constata que, embora menor que na máquina a concentração de fluxo de  $q$  inteiro, a ondulação de torque a plena carga do G4 de 28 polos ainda é significativa, tendo um valor da ondulação de pico-a-pico de 24%, igual à ondulação de torque da máquina de  $q$  fracionário e rotor interno.

Figura 4.70 - Forma de onda do torque a plena carga do G4 de 28 polos.



#### 4.4.5 Comparação entre o G4 de 28 polos e o GR de 22 polos

A Fig. 4.71 mostra o G4 de 28 polos ao lado da máquina de referência, projetados para apresentarem o mesmo desempenho. Como foi constatado na Tabela 4.10 para o G4 de 16 polos, esta máquina apresenta uma densidade de fluxo no entreferro da ordem de 0,8 T, menor que o valor presente na máquina de referência. Isto leva a maior comprimento axial e da massa de cobre do G4 em relação ao GR de 22 polos, conforme mostra a Tabela 4.12. Nesta tabela também se observa que o valor de  $L_d$  do G4 de 28 polos (16,54 mH) é comparável ao valor de  $L_s$  do GR de 22 polos (15,52 mH), mas seu  $L_q$  é 44,5% maior. Já o  $TRV$  do G4 de 28 polos é 62,1% menor que o do GR de 22 polos por causa do maior comprimento axial e diâmetro de entreferro.

Figura 4.71 - Seção transversal mostrando (a) um polo do G4 de 28 polos e (b) dois polos do GR de 22 polos.

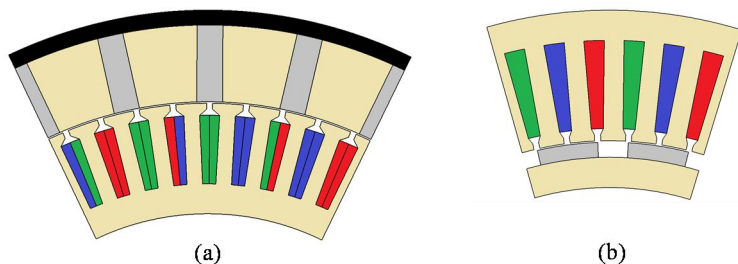
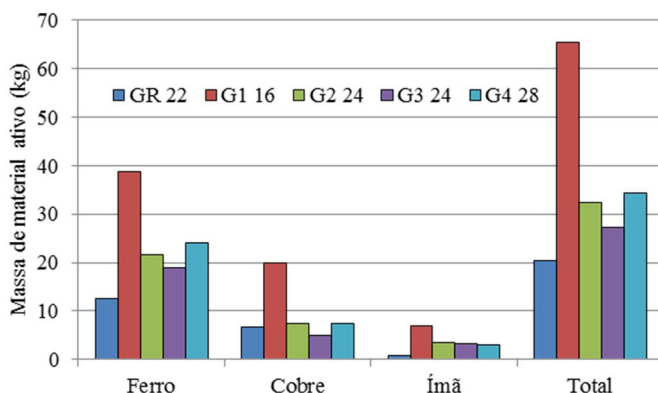


Tabela 4.12 - Comparação de principais parâmetros geométricos do G4 de 28 polos com o GR de 22 polos.

Parâmetro	G4 de 28 polos	GR de 22 polos
$ag$ (mm)	0,5	0,5
$h_m$ (mm)	8,62	5
$sd$ (mm)	22,93	29,20
$h_a$ (mm)	4,41	4,03
$h_b$ (mm)	6,70	6,81
$bd$ (mm)	5,24	6,51
$D_g$ (mm)	247,66	213,58
$TRV$ (N/m <sup>2</sup> )	16,80	44,32
$DP$ (W/kg)	87,2	147,0
$L_p$ (mm)	100,27	55,94
$S_{ran}$ (mm <sup>2</sup> )	127,51	158,50
$L_s$ (mH)	16,54/ 22,44	15,52
$S_{fio}$ (mm <sup>2</sup> )	3,08	2,31
$S_{cu}$ (mm <sup>2</sup> )	76,50	95,10
$m_{cu}$ (kg)	7,32	6,80
$N_{cr}$	30	41

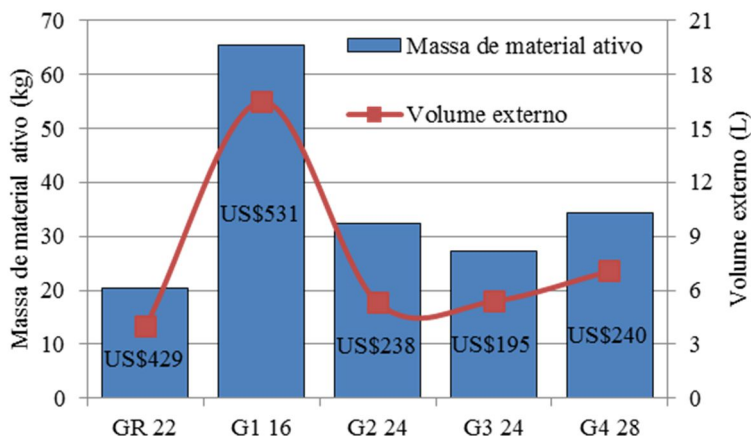
Na Fig. 4.72 se constata que o G4 de 28 polos apresenta praticamente a mesma massa de ímãs que as demais máquinas com ímãs permanentes com concentração de fluxo.

Figura 4.72 - Massa de material ativo das máquinas a ímãs de ferrite e do GR de 22 polos.



Por outro lado, devido à maior massa de ferro do G4 de 28 polos, a sua massa de material ativo (34,4 kg) é 40,1% maior que a do GR de 22 polos (20,35 kg), mas, como se observa na Fig. 4.73, seu custo de material ativo é 44% menor que o do GR.

Figura 4.73 - Massa de material ativo, custo e volume externo das máquinas a ímãs de ferrite e do GR de 22 polos.



#### 4.4.6 Conclusões em relação à máquina de NdFeB

A topologia de rotor externo facilita a instalação das pás da turbina eólica, tornando esta topologia preferida em relação à de rotor interno. Entretanto, esta topologia trabalha com valores de densidade de fluxo no entreferro significativamente menores que a máquina de NdFeB que, como mostra a Fig. 4.73, resulta em maior massa de material ativo do G4 de 28 polos (34,4 kg) em relação ao GR de 22 polos (20,35 kg). Conforme se observa na Fig. 4.68, o valor máximo de número de polos é limitado pela largura mínima de ranhura, que limita o número de polos a 32. Assim, uma topologia que apresente um grande número de polos no rotor e mantenha o número de ranhuras reduzido favoreceria o efeito de concentração de fluxo no entreferro, ao passo que a largura mínima das ranhuras e dentes não ficaria comprometida. O G5 apresentado a seguir possui estas características.

#### **4.5 PROJETO ÓTIMO DO GERADOR VERNIER COM ÍMÃS PERMANENTES COM CONCENTRAÇÃO DE FLUXO DE ROTOR EXTERNO COM $q=0,75$ (GERADOR 5 – G5)**

Constatou-se que a massa de material ativo do projeto ótimo das máquinas com ímãs de ferrite com concentração de fluxo propostas tende a cair com o aumento do número de polos da máquina. As quatro topologias de geradores síncronos com ímãs permanentes de ferrite propostas até aqui tem a característica em comum de apresentar no rotor igual número de polos que o enrolamento da armadura. Quando o diâmetro externo da máquina é restrito, como é o caso abordado nesta tese, um número elevado de polos envolve ranhuras e dentes estreitos, e o máximo número de polos é limitado pela largura mínima de dentes e ranhuras estabelecida nas restrições do projeto.

A máquina vernier opera com um elevado número de polos no rotor, mas com um reduzido número de ranhuras no estator, resultando numa máquina com dentes e ranhuras mais largos do que numa máquina convencional com igual número de polos. Desse modo, esta máquina poderia funcionar com um elevado número de polos e, portanto, apresentando maior densidade de potência que uma máquina convencional.

Os modelos bem como a análise de desempenho desta máquina foram apresentados em (KOLZER et al., 2016c). A seguir serão apresentados os resultados obtidos com esta topologia.

##### **4.5.1 Especificações, restrições e resultados da otimização**

A Tabela 4.13 mostra as especificações e as principais restrições utilizadas para o projeto ótimo do G5, bem como os resultados da otimização do G5 de 16 polos no estator e 56 polos no rotor (G5 16/56).

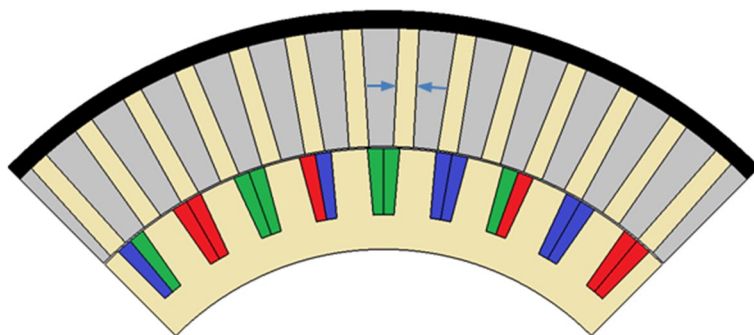
Tabela 4.13 - Especificações, restrições e resultados da otimização do G5 16/56.

Parâmetros elétricos e magnéticos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$P_{saída}$ (W) (saída)	fixo	3000	3000
$V_f$ (V) (saída)	fixo	127	127
$I_f$ (A) (entrada)	restrito	1 - 20	7,97
$f$ (Hz) (saída)	livre	-	163,33
$P$ (entrada)	fixo	16	16
$J_{flo}$ (A/mm <sup>2</sup> ) (entrada)	restrito	1 - 7	4,04
$P_{fe}$ (W) (saída)	livre	-	31,44
$P_{cu}$ (W) (saída)	livre	-	179,36
$P_r$ (entrada)	fixo	56	56
$\eta$ (%) (saída)	restrito	93 - 99	93
$L_s$ (mH) (saída)	livre	-	8,62
$R_f$ ( $\Omega$ ) (saída)	livre	-	0,96
$B_d$ (T) (saída)	restrito	0,2 - 1,6	1,37
$B_{ys}$ (T) (saída)	restrito	0,2 - 1,6	0,56
$B_{ag\ max}$ (T) (saída)	livre	-	1,37
$B_{ag\ min}$ (T) (saída)	livre	-	0,74
Parâmetros geométricos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$ag$ (mm) (entrada)	fixo	0,5	0,5
$h_{ys}$ (mm) (entrada)	restrito	10 - 40	10
$h_{mi}$ (mm) (saída)	livre	-	7,11
$h_{me}$ (mm) (saída)	livre	-	10,97
$D_{re}$ (mm) (saída)	restrito	100 - 300	300
$D_{ri}$ (mm) (saída)	livre	-	231,03
$sd$ (mm) (entrada)	restrito	10 - 50	19,33
$bd$ (mm) (entrada)	restrito	5 - 30	10,65
$h_a$ (mm) (saída)	restrito	4 - 40	6,04
$h_b$ (mm) (saída)	livre	-	9,41
$L_p$ (mm) (entrada)	restrito	50 - 150	69,48
$N_{cr}$ (saída)	livre	-	46
$Sf$ (saída)	restrito	0,4 - 0,6	0,6
$L_{estator}$ (mm) (saída)	livre	-	169,48
$m_{mat\ at}$ (kg) (saída)	função	10 - 100	22,99
Parâmetros mecânicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$V_{vento}$ (m/s) (entrada)	fixo	10	10
$N_{mec}$ (rpm) (saída)	fixo	350	350

Parâmetros térmicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$T_{bob}$ (°C) (saída)	restrito	40 - 135	121,94
Parâmetros econômicos	Tipo de restrição	Faixa de variação	Projeto ótimo
$C_{mat}$ (US\$) (saída)	livre	-	200,10

A Fig. 4.74 mostra um setor simétrico formado por nove ranhuras e quatorze ímãs da seção transversal do G5 de 16 polos no estator e 56 polos no rotor (G5 16/56). Nesta figura, a direção de magnetização de dois dos ímãs foi indicada com setas em azul. Esta máquina será analisada com o EFCAD com o intuito de verificar se seu desempenho é o previsto no projeto.

Figura 4.74 - Gerador vernier com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhura por polo por fase.



#### 4.5.2 Análise e verificação da máquina por meio de EFCAD

Os parâmetros de desempenho do projeto ótimo do G5, especificado na Tabela 4.13, serão analisados com o EFCAD para verificar sua conformidade com o projeto. A comparação entre os resultados obtidos com o projeto ótimo e os resultados obtidos com cálculo de campos magnéticos será apresentada na Tabela 4.14 ao final desta seção.

#### 4.4.2.1 Verificação da tensão fase-neutro em vazio

No diagrama de linhas de fluxo magnético e a distribuição da indução magnética da máquina em vazio da Fig. 4.75 se constata que a indução magnética nos dentes, com exceção das regiões próximas do entreferro, onde são observados valores acima de 1,6 T, está de acordo com o previsto no projeto (1,37 T).

Nas Figs. 4.76 e 4.77 são apresentadas a forma de onda e o conteúdo harmônico, respectivamente, da tensão fase-neutro em vazio. Constata-se que é o terceiro harmônico que mais contribui para a distorção da FEM, cuja DHT é de 10%. Na Tabela 4.14 se constata que o valor eficaz da FEM fase-neutro obtido pelo EFCAD (157,6 V) difere do valor previsto no projeto (156,6 V) em menos de 1%.

Figura 4.75 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G5 16/56 em vazio.

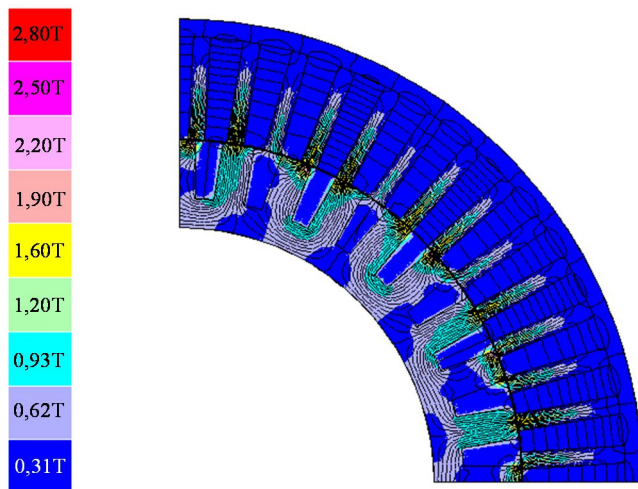




Figura 4.76 - Tensão fase-neutro em vazio do G5 16/56.

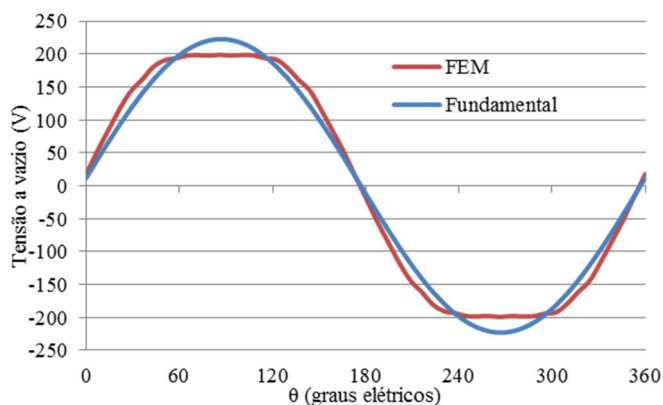
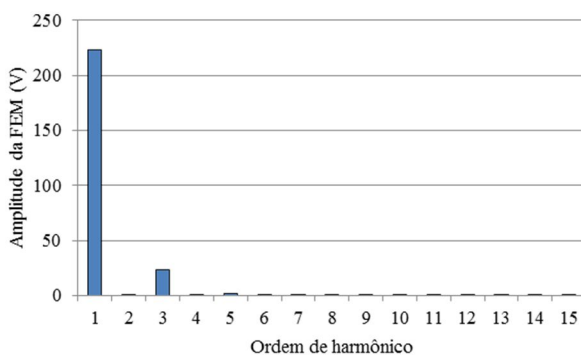


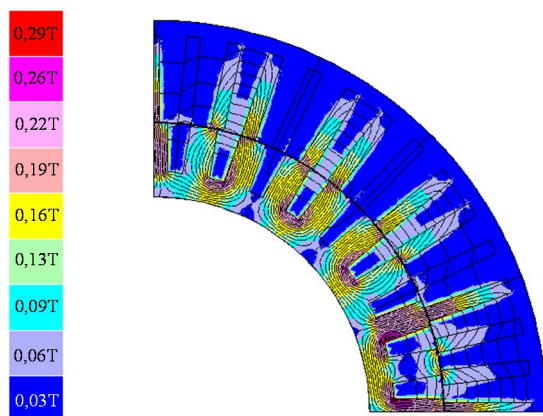
Figura 4.77 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro em vazio do G5 16/56.



#### 4.5.2.2 Verificação da indutância síncrona $L_s$

Na seção 3.6.2.2 foi demonstrado que a máquina vernier se comporta como uma máquina de rotor liso, no sentido de apresentar uma indutância praticamente independente da posição do rotor, de modo que a posição exata do rotor na qual ela é determinada não influencia seu valor de maneira significativa.

Figura 4.78 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G5 16/56 quando as fases **a** e **c** são ligadas em série com corrente nominal.



Optou-se por calcular a indutância síncrona a partir da indutância própria de duas fases em série para a posição do rotor em que ela assume seu valor máximo. Portanto, a verificação do valor da indutância síncrona ( $L_s$ ) foi efetuada calculando a indutância própria da fase **a** em série com a fase **c** ( $L_{2fs}$ ), na posição indicada na Fig. 4.78, para a qual ela assume o valor máximo, por meio do módulo EFCS do EFCAD. Conforme apresentado na Tabela 4.14, o valor previsto no projeto ótimo (8,9 mH) difere do valor obtido com o EFCAD (8,6 mH) em menos de 3%.

#### 4.5.2.3 Verificação da tensão fase-neutro a plena carga

Na Fig. 4.79 é apresentada a distribuição de fluxo magnético da máquina a plena carga obtida com o EFCM. Como esperado, a distribuição de fluxo magnético da máquina a plena carga é muito próxima daquela em vazio.

Na Fig. 4.80 é apresentada a forma de onda da tensão fase-neutro com carga nominal e sua componente fundamental, e na Fig. 4.81 é apresentada a sua análise harmônica, onde se constata o reduzido conteúdo harmônico da tensão com carga, com uma DHT menor que 1%. Conforme mostra a Tabela 4.14, o valor eficaz da tensão fase-neutro com carga nominal obtido pelo EFCAD (128,8 V) difere do valor

previsto no projeto (127 V) em menos de 2%, com um ângulo de carga de  $26,42^\circ$ .

Figura 4.79 - Diagrama de linhas de fluxo magnético e distribuição de indução magnética do G5 16/56 a plena carga.

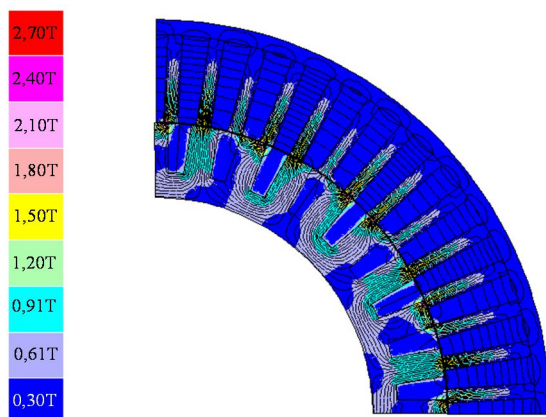


Figura 4.80 - Tensão fase-neutro com carga nominal do G5 16/56.

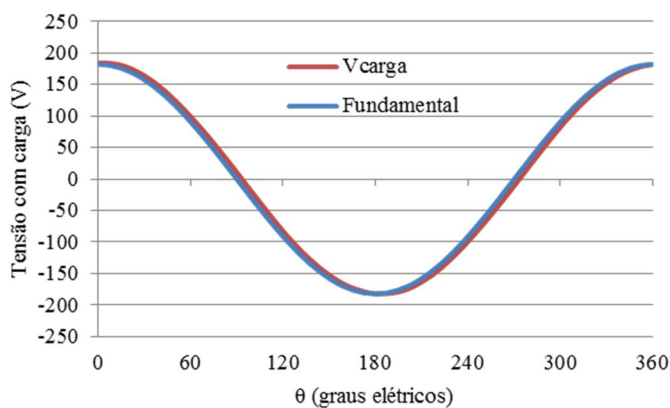
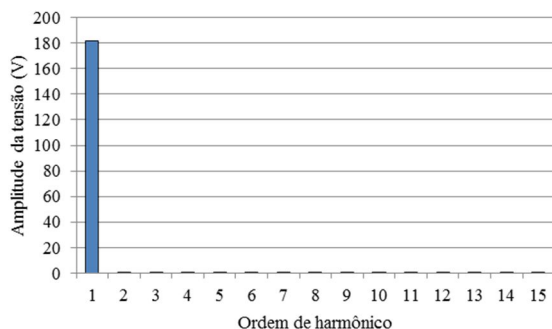


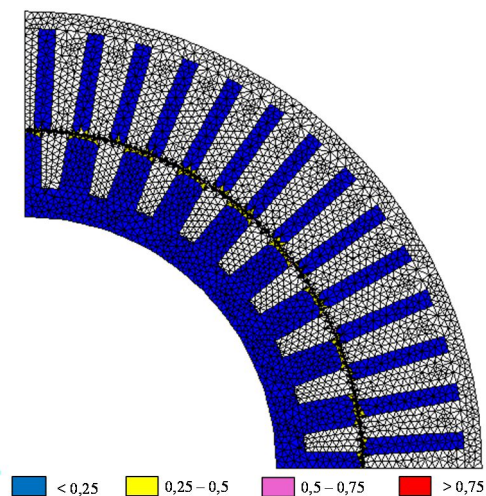
Figura 4.81 - Conteúdo harmônico da tensão fase-neutro a plena carga.



#### 4.5.2.4 Verificação das perdas no ferro a plena carga

As perdas no ferro previstas no projeto foram verificadas utilizando o módulo de cálculo de perdas do EFCAD. Na Fig. 4.82 é apresentado o diagrama de distribuição de perdas no ferro da máquina a plena carga, onde o maior valor de densidade de perdas em um dos elementos da malha é de  $730,4 \text{ kW/m}^3$ .

Figura 4.82 - Diagrama de distribuição de perdas no ferro do G5 16/56 a plena carga obtidos pelo EFCAD.



Conforme apresentado na Tabela 4.14, a diferença no valor de perdas obtida pelo EFCAD (55,7 W) com o valor previsto no projeto (31,44 W) foi maior que 40%. A análise harmônica da indução magnética nas peças polares do rotor e nos dentes e coroa do estator, realizada com o EFCAD, permitiu constatar que o elevado erro nos valores de perdas no ferro na máquina vernier pode ser atribuído aos seguintes motivos:

- a) A hipótese de perdas desprezíveis no rotor está errada neste caso onde as perdas nas peças polares no rotor são significativas;
- b) As perdas nos dentes do estator foram subestimadas por terem sido desconsiderados os harmônicos do fluxo magnético.

#### 4.4.2.5. Síntese dos resultados comparativos e erros

Na Tabela 4.14 são comparados os valores previstos pelo projeto e os valores simulados com EFCAD dos principais parâmetros do G5 16/56, constatando-se diferenças menores que 3% na indutância síncrona, na tensão a vazio e plena carga e na potência de saída. Embora o valor de perdas no ferro previsto no projeto diferiu do valor obtido no EFCAD em 43,7%, seu impacto no valor de rendimento foi baixo (0,7% menor que o valor previsto) devido ao predomínio das perdas no cobre (184,62 W) sobre as perdas no ferro (55,7 W). Não foi possível a verificação da temperatura da máquina com o EFCAD na topologia de rotor externo.

Tabela 4.14 - Comparação entre os valores previstos no projeto do G5 16/56 e os obtidos com o EFCAD.

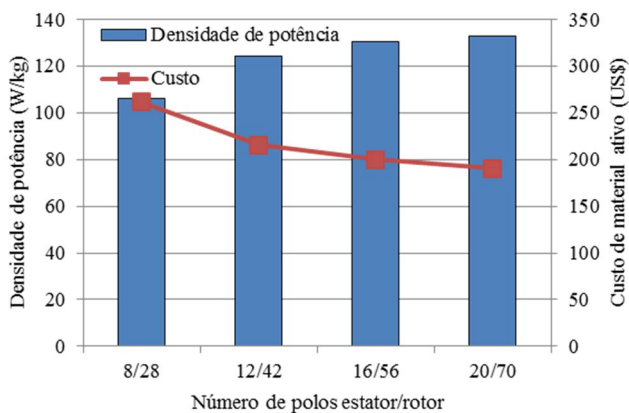
Parâmetro	CADES	EFCAD	Diferença
$V_{If}$ (V)	127	128,8	1,4%
$E_{If}$ (V)	156,6	157,6	0,6%
$\delta$ (graus)	26,42	-	-
$L_s$ (mH)	8,6	8,9	2,7%
$P_{saída}$ (W)	3000	3088,0	2,8%
$P_{fe}$ (W)	31,44	55,7	43,7%
$P_{cu}$ (W)	179,36	184,62	2,8%
$\eta$ (%)	0,930	0,923	0,7%
$T_{bob}$ (°C)	121,9	-	-

### 4.5.3 Análise da influência do número de polos no desempenho da máquina

Com o intuito de descobrir qual o número de polos para o qual a máquina vernier de rotor externo apresenta o melhor compromisso entre custo de material ativo e densidade de potência, o modelo validado na seção 4.5.2 foi utilizado para o projeto ótimo de máquinas com diversas combinações de número de polos do estator e do rotor.

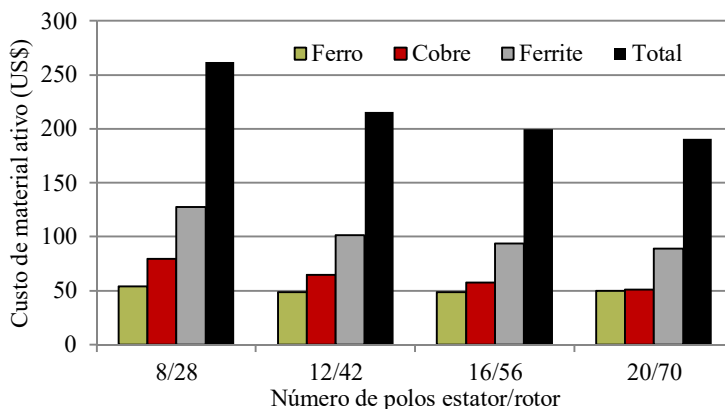
Na Fig. 4.83 se observa que a maior densidade de potência atingível pelo G5 é de 132 W/kg para 70 polos no rotor e 20 polos no estator, com um custo de material ativo de US\$191. O G5 16/56 possui desempenho semelhante, isto é, uma densidade de potência ligeiramente menor, atingindo os 130 W/kg e um custo levemente superior de US\$200.

Figura 4.83 - Densidade de potência e custo de material ativo versus número de polos do G5.



Na Fig. 4.84 se constata que na máquina vernier, a ferrite tem o maior peso na composição do custo de material ativo da máquina. Já o cobre e o ferro têm pesos semelhantes entre si, sobretudo para máquinas com elevado número de polos.

Figura 4.84 - Participação de cada material no custo total de material ativo do G5.



#### 4.5.4 Consideração de outros aspectos construtivos

Nesta seção serão discutidos alguns aspectos construtivos relevantes que, embora mais difíceis de ponderar, podem influenciar no desempenho da máquina, ou no seu processo construtivo.

##### 4.5.4.1 Largura das ranhuras e dentes

Na máquina vernier, o limite inferior de largura dos dentes e ranhuras não é atingido nem para elevados número de polos do rotor, conforme se constata na Fig. 4.85.

##### 4.5.4.2 Volume externo da máquina

O menor volume externo na máquina vernier se observa para o G5 12/42, com um volume externo de 4,5 L. Por outro lado, as máquinas 16/56 e 20/70 possuem um volume externo de 4,9 L e 5,4 L, respectivamente, conforme se constata na Fig. 4.85.

##### 4.5.4.3 Torque por unidade de volume do rotor

Conforme mostra a Fig. 4.86, o TRV desta máquina fica próximo dos 40 kNm/m<sup>3</sup> para a máquina 8/28, isto é, é comparável ao TRV da

máquina de NdFeB. No entanto, ele cai para 28 kNm/m<sup>3</sup> no G5 16/56 e fica abaixo de 25 kNm/m<sup>3</sup> na máquina 20/70.

Figura 4.85 - Volume externo e largura menor da ranhura versus número de polos do G5.

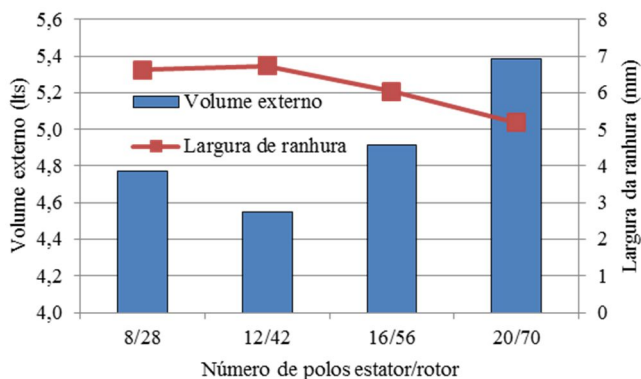
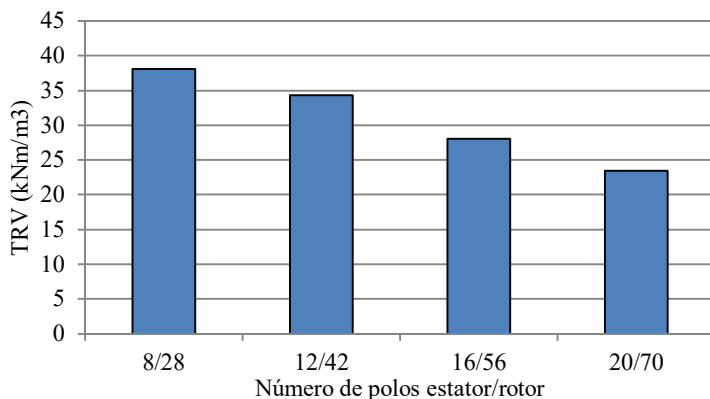


Figura 4.86 - Torque por unidade de volume do rotor para diversos número de polos do G5.



As máquinas vernier com ímãs de ferrite com concentração de fluxo de  $q$  fracionário e rotor externo de 16/56 e 20/70 apresentam densidade de potência e custos semelhantes sendo, portanto, as de melhor custo-benefício da família. Aqui foi selecionado o G5 16/56,

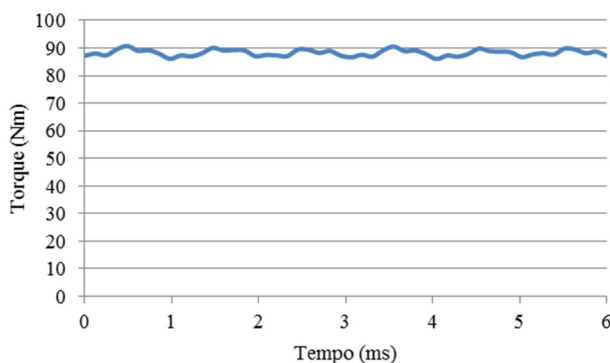


com uma densidade de potência maior que 130 W/kg, e um custo de US\$200,1 como a melhor máquina vernier da família.

#### 4.5.4.4 Ondulação de torque a plena carga

Na Fig. 4.87 se constata que a ondulação de torque a plena carga do G5 16/56 é muito menor que o valor de ondulação de torque nas máquinas convencionais anteriormente analisadas, tendo um valor de ondulação de pico-a-pico de 5,3%, mesmo sem ter sido utilizada qualquer técnica para redução de *cogging torque*.

Figura 4.87 - Forma de onda do torque a plena carga do G5 16/56.

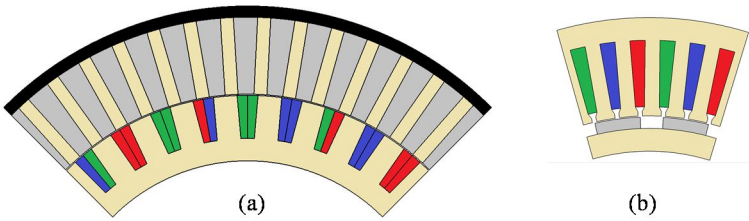


#### 4.5.5 Comparação entre o G5 16/56 e o GR de 22 polos

Como se constata na Fig. 4.75 e Tabela 4.13, nesta topologia de máquina, a indução magnética no entreferro é da ordem de 1 T. Disto resulta uma máquina com comprimento axial reduzido (69,48 mm) e elevada densidade de potência (130,5 W/kg), conforme mostra a Tabela 4.15.

A Fig. 4.90 mostra que, embora esta topologia utilize maior massa de ferrite que as outras máquinas propostas, o custo total de material ativo (US\$200) é comparável ao da melhor máquina convencional com ímãs de ferrite (US\$195), e muito menor que o custo de material ativo da máquina de NdFeB (US\$429). A Fig. 4.88 mostra o G5 16/56 polos ao lado da GR, que apresenta o mesmo desempenho.

Figura 4.88 - Seção transversal mostrando (a) um polo do G5 16/56 e (b) dois polos do GR de 22 polos.



Na Tabela 4.15 se observa que o valor da indutância síncrona do G5 16/56 é aproximadamente a metade do valor do GR de 22 polos, contribuindo para limitar o valor da sua regulação de tensão.

Tabela 4.15 - Comparação de principais parâmetros geométricos do G5 de 16/56 polos com o GR de 22 polos.

Parâmetro	G5 16/56	GR de 22 polos
$ag$ (mm)	0,5	0,5
$h_m$ (mm)	7,11/10,97	5
$sd$ (mm)	19,33	29,20
$h_a$ (mm)	6,04	4,03
$h_b$ (mm)	9,41	6,81
$bd$ (mm)	10,65	6,51
$D_g$ (mm)	230,53	213,58
$TRV$ (N/m <sup>2</sup> )	28,09	44,32
$DP$ (W/kg)	130,5	147,0
$L_p$ (mm)	69,48	55,94
$S_{ran}$ (mm <sup>2</sup> )	149,39	158,50
$L_s$ (mH)	8,62	15,52
$S_{fo}$ (mm <sup>2</sup> )	1,94	2,31
$S_{cu}$ (mm <sup>2</sup> )	89,63	95,10
$m_{cu}$ (kg)	4,15	6,80
$N_{cr}$	46	41

Figura 4.89 - Massa de material ativo das máquinas com ímãs de ferrite e do GR de 22 polos.

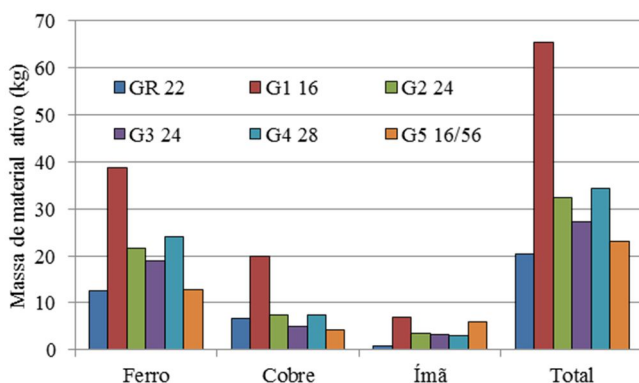
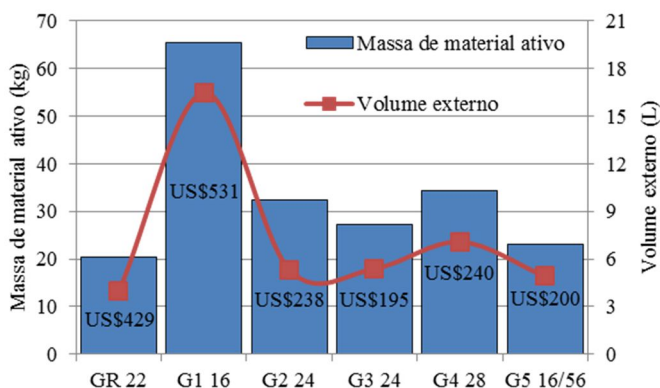


Figura 4.90 - Massa de material ativo, custo e volume externo das máquinas a ímãs de ferrite e do GR de 22 polos.



#### 4.5.6 Conclusões em relação ao GR

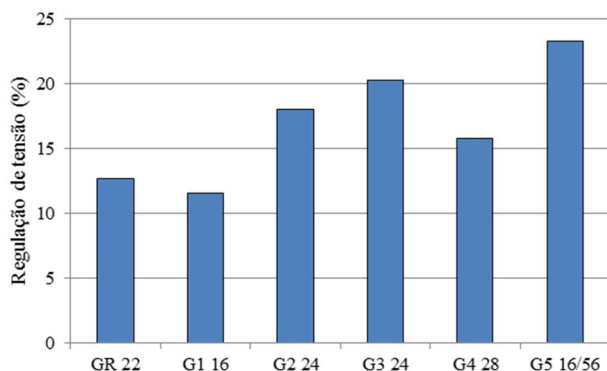
A máquina vernier apresentou uma densidade de potência levemente menor (11,2%), mas com um custo de material ativo muito menor (53%) que a de referência, conforme mostram a Tabela 4.15 e a Fig. 4.90. O menor custo da máquina vernier se deve não apenas ao menor custo dos ímãs de ferrite, mas também à sua menor massa de cobre. Na Fig. 4.89 se observa que a máquina vernier precisa de uma

massa de ímãs de ferrite igual a 6,6 vezes a massa de ímãs na máquina de NdFeB, mas a massa de cobre na máquina vernier é 38,9% menor que a de NdFeB, e as massas de ferro são essencialmente as mesmas em ambas as máquinas.

O G5 ainda apresentou reduzida ondulação de torque, mesmo sem utilizar qualquer técnica para redução de *cogging* torque.

A máquina vernier é conhecida na literatura por apresentar reduzido fator de potência quando utilizado como motor e elevada regulação de tensão quando utilizada como gerador. A Fig. 4.91 apresenta a regulação de tensão das cinco máquinas com ímãs permanentes de ferrite bem como a de NdFeB de referência. Aqui se constata que as três máquinas com ímãs permanentes de ferrite com concentração de fluxo possuem valores de regulação de tensão maiores que o da máquina de NdFeB, e que a máquina vernier possui uma regulação de tensão 15% maior que a do gerador convencional de rotor interno e  $q$  fracionário de maior valor de regulação de tensão entre as máquinas com ímãs de ferrite convencionais. Quando comparado ao gerador de NdFeB, a máquina vernier, de fato, possui uma regulação de tensão significativamente maior (84%), o que era esperado devido à maior frequência de trabalho da máquina vernier. Embora a máquina com ímãs superficiais de ferrite apresente menor regulação de tensão entre as máquinas comparadas, ela não é uma alternativa viável devido ao seu elevado custo e reduzida densidade de potência.

Figura 4.91 – Regulação de tensão das máquinas com ferrite e do GR de 22 polos.



## 4.6 CONCLUSÕES GERAIS DO CAPÍTULO 4

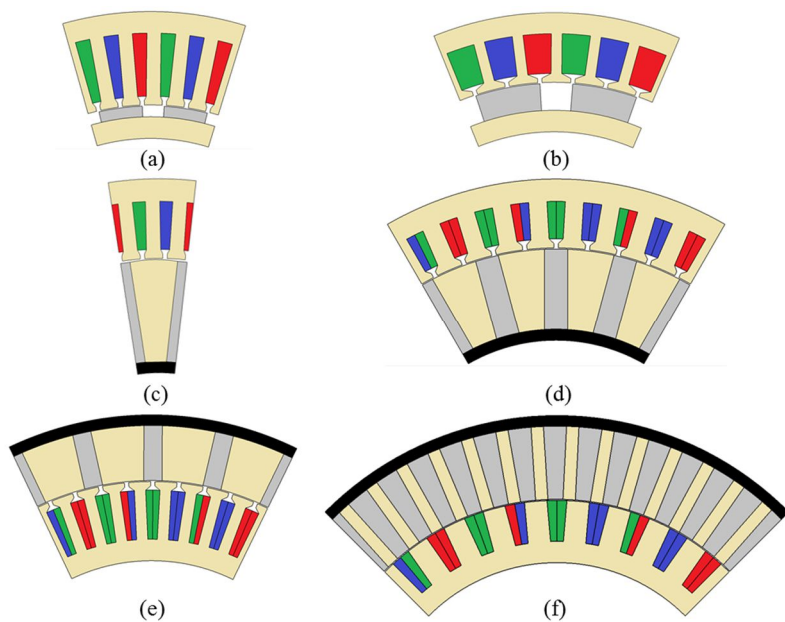
O projeto ótimo de cinco topologias de máquinas síncronas com ímãs permanentes de ferrite foi realizado, todas visando atender as especificações de desempenho da máquina de referência de NdFeB e utilizando como função objetivo a minimização de massa de material ativo.

Para cada topologia, foi selecionada a máquina cujo número de polos apresentou a melhor relação custo/benefício. Para tanto, foram consideradas a densidade de potência; o custo de material ativo; e o volume externo para cada número de polos. A Fig. 4.92 mostra em seção transversal uma porção da melhor máquina para cada topologia de máquina considerada.

Constatou-se que a utilização de ferrite no projeto ótimo de geradores síncronos de elevado desempenho é viável apenas com topologias que permitam concentração de fluxo magnético no entreferro. Em termos gerais, verificou-se que utilizando estas topologias com concentração de fluxo, é possível projetar máquinas com ímãs de ferrite de elevado desempenho com custo de material ativo significativamente menor que na máquina de NdFeB, mas apresentando menor densidade de potência. Com o intuito de evitar uma redução adicional na densidade de potência, em nenhuma das máquinas com concentração de fluxo foi utilizada a inclinação de ranhuras, mas o G2 foi projetado com entreferro variável por causa do elevado *cogging torque*, característico de máquinas com  $q$  inteiro. Já os geradores G3, G4 e G5, que possuem  $q$  fracionário, foram projetados com entreferro constante.

Dentre as máquinas com ímãs de ferrite convencionais, o G3 apresentou o menor custo de material ativo e a maior densidade de potência, mas a ondulação de torque foi significativa. Por outro lado, a máquina vernier apresentou essencialmente igual custo de material ativo que o G3, mas com maior densidade de potência e com ondulação de torque razoavelmente reduzida de modo a dispensar qualquer técnica de redução adicional da ondulação de torque.

Figura 4.92 – Geradores com ímãs permanentes que possuem melhor desempenho para cada topologia. (a) GR 22. (b) G1 16. (c) G2 24. (d) G3 24. (e) G4 28. (f) G5 16/56.



## 5 CONCLUSÕES

Neste trabalho foi desenvolvida com sucesso uma metodologia de projeto ótimo de geradores síncronos com ímãs permanentes. Esta metodologia emprega ferramentas de relativamente fácil utilização e que geram submodelos semianalíticos. A utilização do módulo Reluctool do *framework* CADES permitiu obter as induções nas várias partes da máquina e os enlaces de fluxo, considerando a saturação do circuito magnético, de forma rápida e eficiente. A utilização de *softwares* de elementos finitos para esta mesma finalidade tornaria o processo de otimização proibitivamente lento. Com o módulo Thermotool do *framework* CADES foi possível obter a temperatura no ponto mais quente da máquina e considerá-la no processo de otimização com precisão satisfatória. Estes dois módulos e a utilização de um algoritmo determinístico de otimização (SQP) conduziram a uma ferramenta ágil e precisa que foi implementada para o projeto multidisciplinar de uma máquina elétrica.

Uma ferramenta de análise por elementos finitos (EFCAD) foi utilizada para a validação e para análise de desempenho dos projetos ótimos apresentados nesta tese.

Várias topologias de máquina com ímãs de ferrite foram analisadas, que resultaram da evolução de uma topologia para outra na busca de uma solução não apenas ótima, mas também competitiva com geradores síncronos com ímãs permanentes de NdFeB comumente utilizados em aplicações eólicas de baixa potência. Concluiu-se neste trabalho que para atingir este resultado é necessário utilizar estruturas de concentração de fluxo no rotor. Desta forma, obtém-se uma redução significativa nos custos de material ativo, especialmente em relação ao custo dos ímãs permanentes, embora envolva um processo construtivo mais complexo que o requerido na máquina com ímãs superficiais.

Dentre as topologias que foram analisadas nesta tese, concluiu-se que a máquina vernier com ímãs permanentes de ferrite é a melhor alternativa para substituir a máquina com ímãs permanentes de NdFeB. Ela resulta em uma redução significativa do custo de material ativo, em densidade de potência equivalente e em desempenho similar à da máquina de NdFeB.

### **PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS**

- Construção de protótipo e realização de ensaios experimentais do desempenho das máquinas projetadas;
- Investigar outras topologias de máquinas vernier que permitam reduzir a regulação de tensão;
- Criar um modelo de dimensionamento orientado à otimização de motores com ímãs permanentes baseado no modelo aqui apresentado.



## REFERÊNCIAS

- ASSUMPÇÃO BASTOS, João Pedro, **Eletromagnetismo Para Engenheiros**. Florianópolis, Brasil, 2008.
- BAZZO, Thiago et al. **Multidisciplinary design optimization of direct-drive PMSG considering the site Wind profile**, *Electric Power Systems Research*, vol. 141, p. 467-475, 2016.
- BAZZO, Thiago; KOLZER, José Fabio; CARLSON, Renato. **Análise do projeto ótimo de geradores síncronos de ímãs permanentes para aerogeradores**, In 11 Congresso Brasileiro de Eletromagnetismo (CBMag), 2014, Curitiba, Brazil. Anais do MOMAG 2014, 2014.
- BIANCHINI, Claudio et al. **Review of Design Solutions for Internal Permanent-Magnet Machines Cogging torque Reduction**. *IEEE Transactions on Magnetics*, vol 48(10), p. 2685-2693, 2012.
- BUMBY, J. R.; MARTIN, Richard. **Axial-flux permanent-magnet air-cored generator for small-scale wind turbines**. *IEE Proceedings - Electric Power Applications*. vol. 152(5), p. 1065-1075, 2005.
- CARLSON, Renato; WURTZ, Frédéric. **Optimal design of a set of permanent magnet generators with the same cross-section**. *Journal of Microwaves, Optoelectronics and Electromagnetic Applications*, vol. 12, p. 678-693, 2013.
- CARLSON, Renato; WURTZ, Frédéric; VOLTOLINI, Hélio. **Sizing and optimization models: Design of a set of two permanent magnet generators**. In XXth International Conference on Electrical Machines (ICEM), 2012, Marseille, France. Proceeding of XXth International Conference on Electrical Machines, Marseille, 2012. p. 1358-1363.
- CARRARO, Enrico et al. **Performance comparison of fractional slot concentrated winding spoke type synchronous motors with different slot-pole combinations**. In IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 2015, Montreal, Canada. Proceeding of IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, Montreal, 2015. p. 6067-6074.
- CHIRCA, Mihai et al. **Comparative design analysis of ferrite-permanent-magnet micro-wind turbine generators**. In 2015 Intl Aegean Conference on Electrical Machines & Power Electronics (ACEMP), 2015. Side, Turkey. Proceeding of Intl Conference on Optimization of Electrical & Electronic Equipment (OPTIM) & 2015

Intl Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems (ELECTROMOTION). Side, Turkey, p. 687-692.

CROS, Jérôme; VIAROUGE, Philippe. **Synthesis of high performance PM motors with concentrated windings**. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 17(2), p. 248-253, 2002.

DA COSTA NEVES, Carlos Guilherme; FERREIRA FLORES, Ály F. **Coaxial Magnetic Gear Analysis by FEM**, In 11 Congresso Brasileiro de Eletromagnetismo (CBMag), 2014, Curitiba, Brazil. Anais do MOMAG 2014, 2014.

DELINCHANT, Benoit et al. **An optimizer using the software component paradigm for the optimization of engineering systems**. *COMPEL: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering*, vol. 26, n. 2, p. 368-379, 2007.

DEMIR, Y., et al. **Design, optimization and manufacturing of a spoke type interior permanent magnet synchronous motor for low voltage-high current servo applications**. In 2013 International Electric Machines & Drives Conference, 2013. Chicago, USA. Proceeding of 2013 International Electric Machines & Drives Conference, 2013. Chicago, p. 9-14.

DU PELOUX, Benjamin, et al. **Automatic generation of sizing static models based on reluctance networks for the optimization of electromagnetic devices**. *IEEE Transactions on Magnetics*, vol 42(4), p. 715-718, 2006.

DU, Zhentao S.; LIPO, Thomas A. **High torque density ferrite permanent magnet vernier motor analysis and design with demagnetization consideration**. In IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 2015, Montreal, Canada. Proceeding of IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, Montreal, 2015. p. 6082-6089.

FIORILLO, Fausto; NOVIKOV, Alexander. **An Improved Approach to Power Losses in Magnetic Laminations under Nonsinusoidal Induction Waveform**. *IEEE Transactions on Magnetics*, vol.26, no5, p. 2904-2910, 1990.

GLOBAL WIND ENERGY COUNCIL. **Global wind report 2015**, Brussels, Belgium, 2015. Disponível em:

<<http://www.gwec.net/publications/global-wind-report-2/global-wind-report-2015-annual-market-update/>>. Acesso em: 12 dez. 2016.

GRAUERS, Anders. **Design of Direct-driven Permanent-magnet Generators for Wind Turbines**. 1996. Tese - School of Electrical and Computer Engineering, Chalmers University of Technology, Goteborg.

HENDERSHOT, James R.; MILLER, Timothy J. E. **Design of Brushless Permanent-magnet Machines**. Venice, Florida: Motor Design Books LLC, 2010.

JANG, S. M., et al. **Design and Electromagnetic Field Characteristic Analysis of 1.5 kW Small Scale Wind Power Generator for Substitution of Nd-Fe-B to Ferrite Permanent Magnet**. *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 48(11), p. 2933-2936, 2012.

JONES, Charles. V. **The Unified Theory of Electrical Machines**. Butterworths, 1967, p. 156-160.

KIM, Byungtaek; LIPO, Thomas A. **Analysis of a PM Vernier Motor With Spoke Structure**. *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 52(1), p. 217-225, 2016.

KIM, Byungtaek; LIPO, Thomas A. **Operation and Design Principles of a PM Vernier Motor**. *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 50(6), p. 3656-3663, 2014.

KÖLZER, José Fabio, et al. **Comparative analysis of a spoke ferrite permanent magnets vernier synchronous generator**. In 2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM), 2016. Lausanne, Switzerland. Proceeding of XXIIth International Conference on Electrical Machines, Lausanne, 2016c. p. 218-224.

KOLZER, José Fabio et al. **Modelagem de Gerador Síncrono a Ímãs Permanentes Conectado a um Retificador a Diodos**. In 11 Congresso Brasileiro de Eletromagnetismo (CBMag), 2014, Curitiba, Brazil. Anais do MOMAG 2014.

KÖLZER, José Fabio; BAZZO, Thiago; CARLSON, Renato. **Optimal Design and Performance Analysis of a Ferrite Permanent Magnet Synchronous Generator** (INDUSCON 2016), 2016, Curitiba, Brazil. Anais do INDUSCON 2016, 2016b.

KOLZER, José Fabio; BAZZO, Thiago; CARLSON, Renato. **Using Reluctance Networks in the Optimal Design of Spoke Ferrite**

**Magnets Synchronous Generators** (CBMag), 2016, Porto Alegre, Brazil. Anais do MOMAG 2016, 2016a.

LI, Dawei; D. QU, Ronghai; LIPO, Thomas A. **High-Power-Factor Vernier Permanent-Magnet Machines**. *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 50(6), p. 3664-3674, 2014.

LI, Jianguo; CHAU, Kwok Tong. **Performance and Cost Comparison of Permanent-Magnet Vernier Machines**. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol 22(3), p. 5202304-5202304, 2012.

LI, X. Y.; ZHU, Z. Q. ; LI, Guangjin. **Torque investigation of fractional-slot permanent magnet machines with different winding topology and stator structures**. In 2016 Eleventh International Conference on Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER), 2016. Monte-Carlo, Monaco. Proceeding of 2016 Eleventh International Conference on Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER), 2016. Monte-Carlo, p. 1-8.

LI, Xianglin et al. **Performance Analysis of A Flux-Concentrating Field-Modulated Permanent-Magnet Machine for Direct-Drive Applications**. *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 51 (5), p. 1-11, 2015.

MAGNUSSEN, Freddy; SADARANGANI, Chandur. **Winding factors and Joule losses of permanent magnet machines with concentrated windings**. In 2003 International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC'03), 2003. Madison, USA. Proceeding of 2003 International Electric Machines and Drives Conference, 2003. Madison, p. 333-339.

MANUAL EFCAD, **Electromagnetic Fields Computer Aided Design**. Ver. 6.0, 2002. Disponível em: <http://www.grucad.ufsc.br/>. Acesso em: 23 jan. 2017.

NOCEDAL, Javier; WRIGHT, Stephen JS. **Numerical optimization**, vol. 2, Springer New York, 1999.

OKADA, Kenji; NIGUCHI, Noboru; HIRATA, Katsuhiro. **Analysis of a Vernier Motor with Concentrated Windings**. *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 49(5), p. 2241-2244, 2013.

PETROV, Ilya; PYRHONEN, Juha. **Performance of Low-Cost Permanent Magnet Material in PM Synchronous Machines**. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol 60(6), p. 2131-2138, 2013.

PYRHONEN, Juha, JOKINEN, Tapani; HRABOVCOVA, Valéria., **Design of Rotating Electrical Machines**: Wiley, 2014.

RESOLUÇÃO NORMATIVA Nº 482, ANEEL, 2012. Disponível em: <http://www2.aneel.gov.br/cedoc/ren2012482.pdf>. Acesso em: 23 jan. 2017.

SESANGA, N. **Optimisation de Gammes: Application à la Conception des Machines Synchrones à Concentration de Flux**, 2011. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Labotatoire de Génie Électrique de Grenoble, Université de Grenoble, Grenoble, França.

TOBA, Akio; LIPO, Thomas A. **Generic torque-maximizing design methodology of surface permanent-magnet vernier machine**. *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 36(6), p. 1539-1546, 2000.

ZHANG, Xiaolong; QU, Ronghai. **Pole number selection strategy of low-speed multiple-pole permanent magnet synchronous machines**. In 2013 International Electric Machines & Drives Conference, Chicago, USA. Proceeding of 2013 International Electric Machines & Drives Conference, Chicago, 2013. p. 1267-1274.



## **APÊNDICE A – MODELO GEOMÉTRICO DAS MÁQUINAS COM ÍMÃS PERMANENTES DE FERRITE**

Neste apêndice são apresentados os detalhes do modelo geométrico das cinco máquinas a ímãs permanentes abordadas nesta tese.

### **A.1 Máquina com ímãs permanentes superficiais de rotor interno de uma ranhura por polo por fase (gerador 1)**

#### **Relações geométricas**

As variáveis relacionadas a seguir foram ilustradas nas Figs. 3.7 e 3.8 do Capítulo 3.

#### **Diâmetro do estator no topo das ranhuras (mm)**

$$D_{ste} = D_{is} + 2(h_{tt} + h_{ctt})$$

#### **Diâmetro do estator no fundo das ranhuras (mm)**

$$D_{sr} = D_{ste} + 2sd$$

#### **Diâmetro externo do estator (mm)**

$$D_{es} = D_{sr} + 2h_{ys}$$

#### **Diâmetro do rotor abaixo dos ímãs (mm)**

$$D_{rai} = D_{re} - 2h_m$$

#### **Passo polar**

$$\tau_p = 2\pi/p_r$$

### Passo de ranhura

$$\alpha_{ran} = 2\pi/N_{ran}$$

### Número de ranhuras do estator

$$N_{ran} = 6qp$$

### Área de uma ranhura

$$S_{ran} = sd(h_a + h_b)/2$$

### Comprimento médio de uma espira

O comprimento médio de uma espira foi calculado considerando que a bobina se encontra localizada no centro de uma ranhura. Foi introduzido um fator de correção de 1,2 para levar em conta a dificuldade de fabricação da bobina.

$$L_{medesp} = 1,2 \left[ 2(1,2L_p) + 2 \frac{2\pi C_{sp}}{N_{ran}} (R_{sr} - sd/2) \right]$$

### Cálculo de volumes e massas de material ativo

#### Massa de cobre

$$m_{cu} = S_{fio} L_{medesp} \frac{Z}{2} \rho_{cu}$$

#### Massa de ímãs

$$m_m = \frac{\pi}{4} (D_{re}^2 - D_{rai}^2) L_p \rho_{ferrite} ReducPM$$



**Massa de ferro do rotor**

$$m_{fer} = \left[ \frac{\pi}{4} (D_{rai}^2 - D_{ri}^2) \right] L_p \rho_{fe}$$

**Massa de ferro na coroa do estator**

$$m_{feys} = \left[ \frac{\pi}{4} (D_{es}^2 - D_{sr}^2) \right] L_p \rho_{fe}$$

**Massa de ferro nos dentes**

$$m_{fed} = L_p N_{ran} \left[ bd \, sd + \frac{h_{ctt} (\alpha_{ran} R_{is} - w + bd)}{2} + h_{tt} (\alpha_{ran} R_{is} - w) \right] \rho_{fe}$$

**Massa total de ferro**

$$m_{fe} = m_{fer} + m_{feys} + m_{fed}$$

**Massa total de material ativo**

$$m_{ma} = m_{fe} + m_{cu} + m_m$$

**A.2 Máquina a ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de uma ranhura por polo por fase (gerador 2)****Relações geométricas**

As variáveis relacionadas a seguir foram ilustradas nas Figs. 3.8 e 3.15 do Capítulo 3.

**Diâmetro do estator no topo das ranhuras (mm)**

$$D_{ste} = D_{is} + 2(h_{tt} + h_{ctt})$$

**Diâmetro do estator no fundo das ranhuras (mm)**

$$D_{sr} = D_{ste} + 2sd$$

**Diâmetro externo do estator (mm)**

$$D_{es} = D_{sr} + 2h_{ys}$$

**Diâmetro externo do rotor (mm)**

$$D_{re} = D_{is} - 2e_{max}$$

**Diâmetro do rotor abaixo dos ímãs (mm)**

$$D_{rai} = D_{re} - 2W_m$$

**Passo polar**

$$\tau_p = 2\pi/p_r$$

**Passo de ranhura**

$$\alpha_{ran} = 2\pi/N_{ran}$$

**Número de ranhuras do estator**

$$N_{ran} = 6qp$$

### Área de uma ranhura

$$S_{ran} = sd(h_a + h_b)/2$$

### Comprimento médio de uma espira

O comprimento médio de uma espira foi calculado considerando que a bobina se encontra localizada no centro de uma ranhura. Foi introduzido um fator de correção de 1,2 para levar em conta a dificuldade de fabricação da bobina.

$$L_{medesp} = 1,2 \left[ 2(1,2L_p) + 2 \frac{2\pi C_{sp}}{N_{ran}} (R_{sr} - sd/2) \right]$$

### Cálculo de volumes e massas de material ativo

#### Massa de cobre

$$m_{cu} = S_{fio} L_{medesp} \frac{Z}{2} \rho_{cu}$$

#### Massa de ímãs

$$m_m = 2pW_m L_m L_p \rho_{ferrite}$$

#### Massa de ferro do rotor

$$m_{fer} = \left[ \frac{\pi}{4} (D_{re}^2 - D_{rai}^2) - 2pW_m L_m \right] L_p \rho_{fe}$$

#### Massa de ferro do estator

$$m_{fes} = \left[ \frac{\pi}{4} (D_{es}^2 - D_{is}^2) - N_{ran} (S_{ran} + A_{tt} + A_{ctt}) \right] L_p \rho_{fe}$$

$$A_{tt} = wh_{tt}$$

$$A_{ctt} = wh_{ctt} + h_{ctt} \frac{(h_a - w)}{2}$$

### **Massa total de ferro**

$$m_{fe} = m_{fer} + m_{fes}$$

### **Massa total de material ativo**

$$m_{ma} = m_{fe} + m_{cu} + m_{ferrite}$$

## **A.3 Máquina com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de 0,75 ranhura por polo por fase (gerador 3)**

### **Cálculos geométricos**

Nesta máquina são aplicáveis as relações geométricas descritas para o gerador 2, substituindo  $e_{max}$  por  $ag$ . Estas variáveis foram ilustradas nas Figs. 3.8 e 3.28 do Capítulo 3.

### **Cálculo de volumes e massas de material ativo**

O cálculo de massas apresentado para o gerador 2 é também válido para esta máquina.

## **A.4 Máquina com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhuras por polo por fase (gerador 4)**

### **Cálculos geométricos**

Estas variáveis foram ilustradas nas Figs. 3.39 e 3.40 do Capítulo 3.

### **Diâmetro do estator no topo das ranhuras (mm)**

$$D_{ste} = D_{es} - 2(h_{tt} + h_{ctt})$$

**Diâmetro do estator no fundo das ranhudas (mm)**

$$D_{sr} = D_{ste} - 2sd$$

**Raio interno no estator (mm)**

$$R_{is} = R_{es} - (h_{tt} + h_{ctt} + sd + h_{ys})$$

**Raio interno do rotor (mm)**

$$R_{ri} = R_{es} + ag$$

**Raio externo do rotor (mm)**

$$R_{re} = R_{ri} + W_m$$

**Passo polar**

$$\tau_p = 2\pi/p_r$$

**Passo de ranhura**

$$\alpha_{ran} = 2\pi/N_{ran}$$

**Número de ranhuras do estator**

$$N_{ran} = 6qp$$

**Largura da ranhura no fundo da ranhura**

$$h_a = D_{sr} \operatorname{sen} \left[ \frac{\pi}{N_{ran}} - \operatorname{arcsen} \left( \frac{bd}{D_{sr}} \right) \right]$$

### Largura da ranhura no topo do enrolamento

$$h_b = D_{ste} \operatorname{sen} \left[ \frac{\pi}{N_{ran}} - \operatorname{arcsen} \left( \frac{bd}{D_{ste}} \right) \right]$$

### Área de uma ranhura

$$S_{ran} = sd(h_a + h_b)/2$$

### Cálculo de volumes e massas de material ativo

#### Massa de cobre

$$m_{cu} = S_{fio} L_{medesp} \frac{Z}{2} \rho_{cu}$$

#### Massa de ímãs

$$m_m = 2pW_m L_m L_p \rho_{ferrite}$$

#### Massa de ferro do rotor

$$m_{fer} = \left[ \frac{\pi}{4} (D_{re}^2 - D_{ri}^2) - 2pW_m L_m \right] L_p \rho_{fe}$$

#### Massa de ferro do estator

$$m_{fes} = \left[ \frac{\pi}{4} (D_{es}^2 - D_{is}^2) - N_{ran} (S_{ran} + A_{tt} + A_{ctt}) \right] L_p \rho_{fe}$$

$$A_{tt} = wh_{tt}$$

$$A_{ctt} = wh_{ctt} + h_{ctt} \frac{(h_b - w)}{2}$$

### **Massa total de ferro**

$$m_{fe} = m_{fer} + m_{fes}$$

### **Massa total de material ativo**

$$m_{ma} = m_{fe} + m_{cu} + m_{ferrite}$$

## **A.5 Máquina vernier com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de uma ranhura por polo por fase (gerador 5)**

### **Cálculos geométricos**

As variáveis relacionadas a seguir foram ilustradas nas Figs. 3.49 e 3.50 do Capítulo 3.

### **Largura do ímã na direção de magnetização no raio externo do rotor**

$$h_{me} = 2R_{re} \sin\left(\frac{\alpha_{me}}{2}\right)$$

$$\alpha_{me} = \tau_p - \alpha_{ppe}$$

$$\alpha_{ppe} = 2a \sin\left(\frac{h_{pp}}{2R_e}\right)$$

$$h_{pp} = \alpha_{ppi} R_{ri}$$

$$\alpha_{ppi} = \tau_p - \alpha_{mi}$$

**Largura do ímã na direção de magnetização no raio interno do rotor**

$$h_{mi} = 2R_{ri} \operatorname{sen} \left( \frac{\alpha_{mi}}{2} \right)$$

**Raio interno do rotor**

$$R_{ri} = R_{es} + ag$$

**Raio externo do rotor**

$$R_{re} = R_{ri} + W_m$$

**Raio interno do estator**

$$R_{is} = R_{es} - (sd + h_{ys})$$

**Raio médio da coroa do estator**

$$R_{ms} = (R_{is} + R_{sr})/2$$

**Raio do entreferro**

$$R_g = R_{es} + ag/2$$

**Raio do estator no fundo da ranhura**

$$R_{sr} = R_{es} - sd$$



**Largura angular de um dente no fundo da ranhura**

$$\alpha_{dfr} = 2a \operatorname{sen} \left( \frac{bd}{2R_{sr}} \right)$$

**Largura angular de um dente no topo da ranhura**

$$\alpha_{dtr} = 2a \operatorname{sen} \left( \frac{bd}{2R_{es}} \right)$$

**Largura angular de uma ranhura no topo da ranhura**

$$\alpha_{rtr} = \alpha_{ran} - \alpha_{dtr}$$

**Passo polar**

$$\tau_p = 2\pi/p_r$$

**Passo de ranhura**

$$\alpha_{ran} = 2\pi/N_{ran}$$

**Largura angular de uma ranhura no fundo da ranhura**

$$\alpha_{rfr} = \alpha_{ran} - \alpha_{dfr}$$

**Largura de uma ranhura no fundo da ranhura**

$$h_a = R_{sr} \alpha_{rfr}$$

### **Largura de uma ranhura no topo da ranhura**

$$h_b = R_{es}\alpha_{rtr}$$

### **Número de ranhuras do estator**

$$N_{ran} = 6qp$$

### **Número de polos do rotor**

$$p_r = p(6q - 1)$$

### **Área de uma ranhura**

$$S_{ran} = sd(h_a + h_b)/2$$

### **Comprimento médio de uma espira**

O comprimento médio de uma espira foi calculado considerando que a bobina se encontra localizada no centro de uma ranhura. Foi introduzido um fator de correção de 1,2 para levar em conta a dificuldade de fabricação da bobina.

$$S_{medesp} = 1,2 \left[ 2(1,2L_p) + 2 \frac{2\pi C_{sp}}{N_{ran}} (R_{sr} + sd/2) \right]$$

### **Cálculo de volumes e massas de material ativo**

#### **Massa de cobre**

$$m_{cu} = S_{fio} L_{medesp} \frac{Z}{2} \rho_{cu}$$

**Massa de ferro do rotor**

$$m_{fer} = 2p_r h_{pp} L_{pp} L_p \rho_{fe}$$

**Massa de ímãs**

$$m_m = \left[ \frac{\pi}{4} (D_{re}^2 - D_{ri}^2) - 2p_r h_{pp} L_{pp} \right] L_p \rho_{ferrite}$$

**Massa de ferro do estator**

$$m_{fes} = \left[ \frac{\pi}{4} (D_{es}^2 - D_{is}^2) - N_{ran} (S_{ran} + A_{tt} + A_{ctt}) \right] L_p \rho_{fe}$$

$$A_{tt} = h_{tt} w$$

$$A_{ctt} = h_{ctt} w + h_{ctt} \frac{(h_b - w)}{2}$$

**Massa total de ferro**

$$m_{fe} = m_{fer} + m_{fes}$$

**Massa total de material ativo**

$$m_{ma} = m_{fe} + m_{cu} + m_{ferrite}$$



## APÊNDICE B – MODELO MAGNÉTICO DAS MÁQUINAS COM ÍMÃS PERMANENTES DE FERRITE

Neste apêndice são apresentados os detalhes do modelo magnético das cinco máquinas a ímãs permanentes abordadas nesta tese.

### B.1 Máquina a ímãs permanentes superficiais de rotor interno de uma ranhura por polo por fase (gerador 1)

#### Cálculo das relutâncias de entreferro no modelo de FEM

A relutância de entreferro  $R_{ag}$  da rede de relutâncias apresentada na da Fig. 3.11 possui comprimento  $ag$  e seção  $S_{ag}$  dada por:

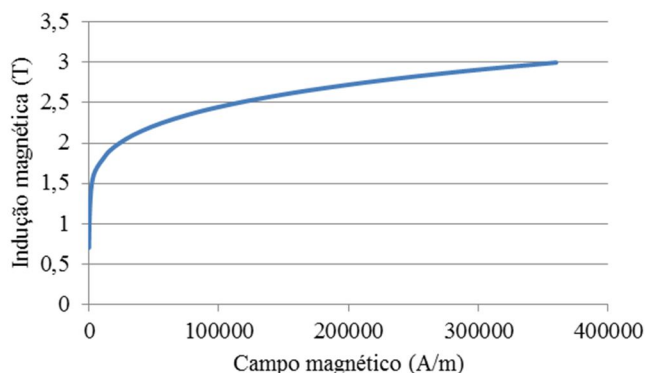
$$S_{ag} = \frac{(D_{re} + ag)}{2} \tau_p RecPM \frac{L_p}{2}$$

sendo  $RecPM$  a relação entre o passo polar e a largura do ímã na direção tangencial.

#### Cálculo da relutância dos dentes no modelo de FEM

A relutância de dente  $R_d$  da rede de relutâncias apresentada na da Fig. 3.11 possui comprimento  $L_d = sd + h_{it} + h_{ct}$  e seção  $S_d = L_p bd$ . Esta relutância, bem como as demais relutâncias correspondentes a caminhos de fluxo no ferro da máquina são relutâncias não lineares que obedecem a curva B-H do aço utilizado nos projetos, dado pela Fig. B1.

Figura B1 – Curva B-H do aço elétrico utilizado nos projetos e incorporada no cálculo das relutâncias não lineares.



### Cálculo da relutância da coroa do estator no modelo de FEM

A relutância de dente  $R_{ys}$  da rede de relutâncias apresentada na da Fig. 3.11 possui comprimento  $L_{ys}$  e seção  $S_{ys}$  dados por:

$$L_{ys} = \frac{\pi(D_{sr} + h_{ys})}{2N_{ran}}$$

$$S_{ys} = h_{ys}L_p$$

### Cálculo da relutância da coroa do rotor no modelo de FEM

A relutância de dente  $R_{yr}$  da rede de relutâncias apresentada na da Fig. 3.11 possui comprimento  $L_{yr}$  e seção  $S_{yr}$  dados por:

$$L_{ys} = \frac{\pi(D_{ri} + h_{yr})}{2N_{ran}}$$

$$S_{yr} = h_{yr}L_p$$

### Cálculo das dimensões dos ímãs no modelo de FEM

Os ímãs de superfície possuem uma altura  $h_m$  na direção de magnetização e uma seção dada por:

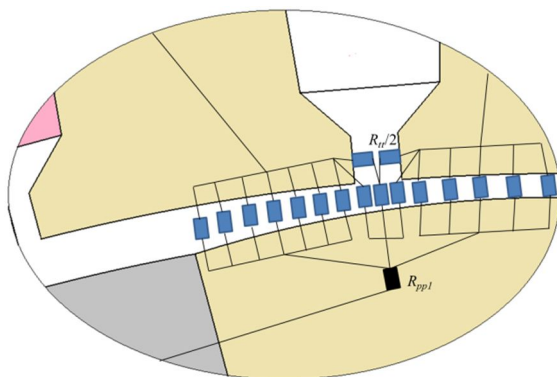
$$S_{mag} = \frac{D_{re} - \frac{2}{3}h_m}{2} \tau_p RecPM \frac{L_p}{2}$$

## B.2 Máquina com ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de uma ranhura por polo por fase (gerador 2)

### Cálculo das relutâncias de entreferro no modelo de FEM

Como constatado na Fig. 3.15 para a posição correspondente ao enlace de fluxo máximo, o gerador 2 apresenta entreferro mínimo em in na direção do eixo polar, sobre o eixo direto, e entreferro máximo em ax a 90° elétricos, sobre o eixo de quadratura. O entreferro varia com o ângulo  $\theta$ , dada por (3.22) medido a partir do centro da peça polar, podendo ser dividido em três intervalos.

Figura B2 - Detalhe das relutâncias de entreferro na posição de enlace de fluxo máximo da fase **a**.



Intervalo 1: Para a posição do rotor considerada, entre  $\theta = 0^\circ$  e  $\theta = \alpha_{ran}/2 - \theta_w/2$ , onde  $\theta_w$  é o ângulo de abertura da ranhura e  $\alpha_{ran}$  é o passo de ranhura, em graus; o entreferro é dividido em cinco relutâncias em paralelo, com valor equivalente denotado  $R_{e1}$ , à direita da Fig. B2.

Intervalo 2: Para  $\theta$  entre  $\theta_1 = \alpha_{ran}/2 - \theta_w/2$  e  $\theta_2 = \alpha_{ran}/2 + \theta_w/2$ , correspondente à abertura da ranhura, o entreferro será dividido em três relutâncias, conforme ilustrado no centro da Fig. B2.

Intervalo 3: Para  $\theta$  entre  $\theta_2$  e  $\theta_3 = \tau_p/2 - \theta_m/2$ , onde  $\tau_p$  é o passo polar, em graus, e  $\theta_m$  é o ângulo correspondente à espessura do ímã próximo do entreferro; o entreferro é dividido em sete relutâncias em paralelo, com valor equivalente denotado  $R_{e3}$ , à esquerda da Fig. B2.

A área de cada elemento de entreferro é calculada conforme:

$$\Delta S_i = R_{is} \Delta \theta_i L_p$$

sendo  $\Delta \theta_i$  o comprimento angular da relutância em cada intervalo. Por exemplo, para o intervalo 2,  $\Delta \theta_i = w/3R_{is}$ .

A relutância de cada elemento de entreferro é calculada como a relutância de um paralelepípedo de seção  $\Delta S_i$  e comprimento  $e_i$ , dada por:

$$R_i = \frac{e_i}{\mu_0 \Delta S_i}$$

sendo  $e_i$  o entreferro na metade do intervalo  $\Delta \theta_i$ .

### **Cálculo da relutância dos dentes e da coroa no modelo de FEM**

O cálculo das relutâncias dos dentes e da coroa é realizado conforme descrito na seção B.1.2 e B.1.3, respectivamente.

### Cálculo da relutância da peça polar do rotor no modelo de FEM

A peça polar ilustrada na Fig. 3.18 foi discretizada em cinco relutâncias não lineares,  $R_{ppi}$ , de comprimento  $W_m/5$  e seção  $L_p W_{ppi}$ , com  $i = 1, 2.. 5$ , onde as larguras  $W_{ppi}$  são dadas por:

$$W_{pp1} = \frac{\frac{1}{10} W_{pp\_Rri} + \frac{9}{10} W_{pp\_Re}}{2}$$

$$W_{pp2} = \frac{\frac{3}{10} W_{pp\_Rri} + \frac{7}{10} W_{pp\_Re}}{2}$$

$$W_{pp3} = \frac{\frac{5}{10} W_{pp\_Rri} + \frac{5}{10} W_{pp\_Re}}{2}$$

$$W_{pp4} = \frac{\frac{7}{10} W_{pp\_Rri} + \frac{3}{10} W_{pp\_Re}}{2}$$

$$W_{pp5} = \frac{\frac{9}{10} W_{pp\_Rri} + \frac{1}{10} W_{pp\_Re}}{2}$$

$$W_{pp\_Rri} = R_{ri} \tau_p - L_m$$

$$W_{pp\_Re} = R_{re} \tau_p - L_m$$

### Cálculo das relutâncias de entreferro no modelo de $L_{\max}$

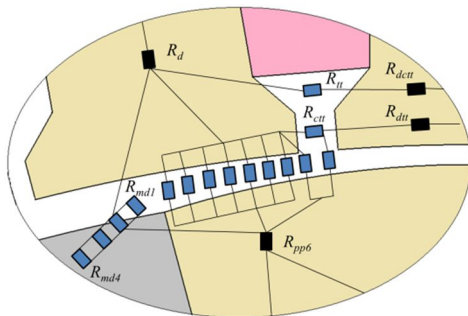
A indutância própria da fase **b** em série com a fase **c**,  $L_{\max}$ , é calculada para a mesma posição utilizada para o cálculo do enlace de fluxo máximo a vazio da fase **a**.

A Fig. B3 ilustra um detalhe da metade esquerda da região que precisa ser modelada. Nela se constata que as sete relutâncias de entreferro da esquerda se correspondem às sete relutâncias da esquerda na Fig. B1 (intervalo 3) do modelo de FEM. Já a região do entreferro na



frente da abertura de ranhura foram modeladas com duas relutâncias cujo comprimento diminui com  $\theta$ .

Figura B3 - Detalhe das relutâncias de entreferro na posição de indutância própria máxima da fase **b** em série com a fase **c**.



### Cálculo das relutâncias de dispersão no modelo de $L_{\max}$

Neste modelo foram modelados os caminhos de fluxo através do *tooth tip* e complemento do *tooth tip* por meio das relutâncias  $R_{tt}$  e  $R_{ctt}$ , de comprimento e seção transversal igual a  $w$  e  $h_{tt}L_p$  para o  $R_{tt}$  e comprimento e seção transversal igual  $h_a+w$  e  $h_{ctt}L_p$  para  $R_{ctt}$ . Por outro lado, o caminho de fluxo disperso da região ocupada pelos ímãs foi modelado pelas relutâncias  $R_{md1}$  a  $R_{md4}$  de seção igual a  $L_pL_m/8$  e comprimento  $L_{m1}$  a  $L_{m4}$  igual a  $\pi L_p/32$ ,  $3\pi L_p/32$ ,  $5\pi L_p/32$  e  $7\pi L_p/32$ , respectivamente, que resulta de considerar quatro tubos de fluxo na forma de setores de círculo.

### Cálculo das relutâncias de dente na direção tangencial

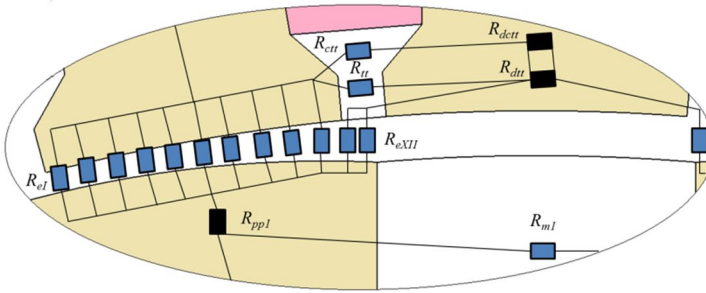
As relutâncias de dente na direção tangencial,  $R_{dtt}$  e  $R_{dctt}$  possuem seção  $S_{dtt} = h_{tt}L_p$  e  $S_{dctt} = h_{ctt}L_p$ , e comprimento  $L_{dtt} = bd+h_a-w$  e  $L_{dctt} = bd+(h_a-w)/2$ .

### Cálculo das relutâncias de entreferro no modelo de $L_{\min}$

Para modelar o entreferro nesta posição do rotor, o entreferro foi discretizado em doze relutâncias ( $R_{eI}$ ,  $R_{eII}$ , ...,  $R_{eXII}$ ) de igual seção e cujo comprimento  $e_i$ , com  $i = I, II, \dots, XII$ , varia conforme (3.22), onde  $\theta$  é

medido em relação ao eixo da peça polar (posição de entreferro mínimo). A Fig. B4 ilustra estas relutâncias na posição de  $L_{min}$ , que também mostra a relutância de dispersão na região ocupada pelo ímã. Esta região foi modelada por meio de cinco relutâncias de comprimento  $L_m$  e seção  $L_p L_m / 5$ .

Figura B4 - Detalhe das relutâncias de entreferro na posição de indutância própria mínima da fase **b** em série com a fase **c**.



### B.3 Máquina a ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor interno de 0,75 ranhuras por polo por fase (gerador 3)

#### Cálculo das relutâncias de entreferro no modelo de FEM

A rede de relutância do submodelo de FEM é apresentada com maiores detalhes na Fig. B5.

As relutâncias de entreferro  $R_{e1FEM}$ ,  $R_{e2FEM}$ , ...,  $R_{e5FEM}$  presentes nesta rede de relutâncias possuem comprimento  $ag$  e seção  $S_{ei\_FEM}$  dada por:

$$S_{e1FEM} = (\theta_{1r6} - \theta_{4i3}) R_g L_p$$

$$\theta_{1r6} = \alpha_5 + \frac{\tau_p - \tau_b}{2} + 5\alpha_{ran}$$

$$\alpha_5 = \frac{(\alpha_{ran} R_{re} - w)}{2R_{re}}$$

$$\theta_{4i3} = 2\tau_p + \frac{\alpha_m}{2}$$

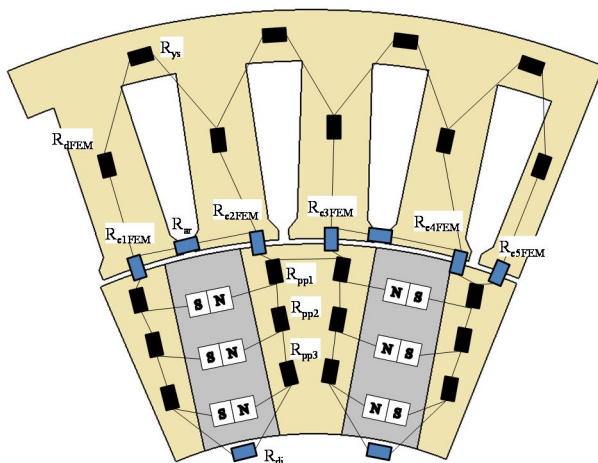
$$S_{e2FEM} = \left[ \tau_p - \frac{\alpha_m}{2} - \left( \frac{3}{2} \alpha_{ran} - \frac{\tau_p - \tau_b}{2} + \frac{\alpha_w}{2} \right) \right] R_g L_p$$

$$S_{e3FEM} = (R_g \alpha_{ran} - w) L_p$$

$$S_{e4FEM} = \left[ \tau_p - \frac{\alpha_m}{2} - \left( \frac{3}{2} \alpha_{ran} + \frac{\tau_p - \tau_b}{2} + \frac{\alpha_w}{2} \right) \right] R_g L_p$$

$$S_{e5FEM} = \frac{(R_g \alpha_{ran} - w) L_p}{2}$$

Figura B5 – Rede de relutâncias do submodelo de FEM



### Cálculo das relutâncias de dispersão nos ímãs no modelo de FEM

O caminho do fluxo disperso nos extremos dos ímãs foi modelado por uma relutância de comprimento  $L_m$  e seção  $S_{diFEM}$ :

$$S_{diFEM} = 0,5 L_m L_p$$

### Cálculo das relutâncias das aberturas das ranhuras no submodelo de FEM

A relutância de abertura de ranhura, indicada como  $R_{ar}$  na Fig. B4 é a relutância equivalente ao paralelo entre relutância correspondente ao

*tooth tip*,  $R_{tt}$ , e a relutância correspondente ao complemento do *tooth tip*,  $R_{ctt}$ , dadas por B.2.6 e B.2.7.

### Cálculo das relutâncias da peça polar no modelo de FEM

Cada metade de peça polar foi discretizada em três relutâncias saturáveis,  $R_{pp1}$ ,  $R_{pp2}$ ,  $R_{pp3}$ , conforme ilustrado na Fig. B4, de comprimento  $W_m/3$  e seção  $S_{pp1}$ ,  $S_{pp2}$ ,  $S_{pp3}$  dada por:

$$S_{pp1} = \frac{\left[ W_{pp\_Rri} + \frac{5}{6} (W_{pp\_Rre} - W_{pp\_Rri}) \right] L_p}{2}$$

$$S_{pp2} = \frac{\left[ W_{pp\_Rri} + \frac{3}{6} (W_{pp\_Rre} - W_{pp\_Rri}) \right] L_p}{2}$$

$$S_{pp3} = \frac{\left[ W_{pp\_Rri} + \frac{1}{6} (W_{pp\_Rre} - W_{pp\_Rri}) \right] L_p}{2}$$

$$W_{pp\_Rri} = R_{ri} \tau_p - L_m$$

$$W_{pp\_Rre} = R_{re} \tau_p - L_m$$

### Cálculo das relutâncias de entreferro no submodelo de $L_{max}$

A Fig. B6 mostra com maiores detalhes a rede de relutâncias do submodelo de  $L_{max}$ .

As relutâncias de entreferro  $R_{e1}$ ,  $R_{e2}$ , ...,  $R_{e9}$  desta rede de relutâncias possuem comprimento  $ag$  e seção  $S_{ei}$  dada por:

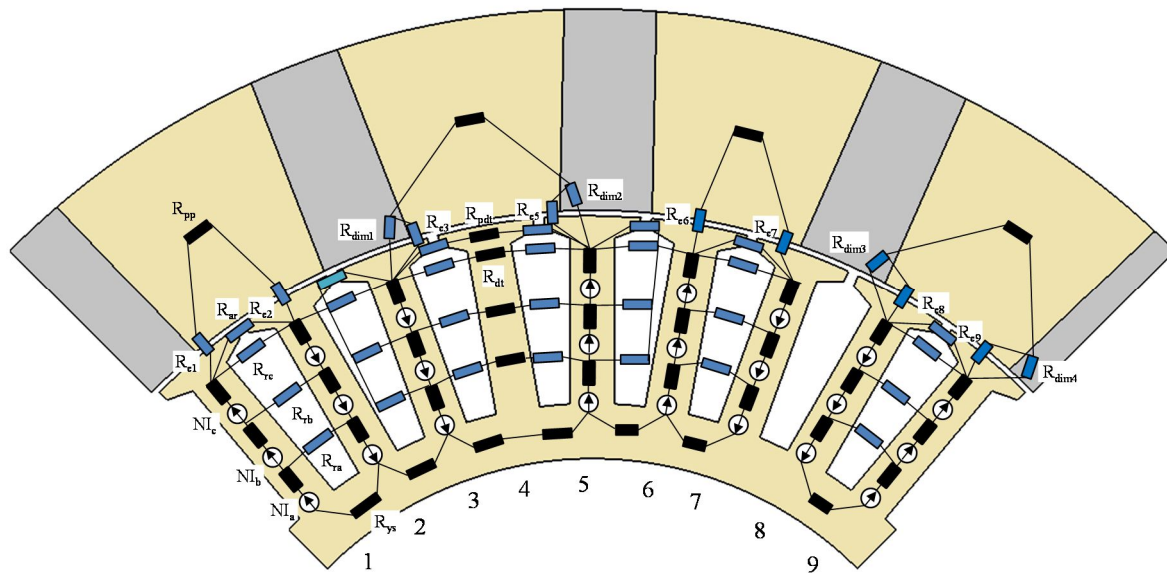
$$S_{e1} = \left[ \tau_p - \frac{\alpha_m}{2} - \left( \frac{3}{2} \alpha_{ran} - \frac{\tau_p - \tau_b}{2} + \frac{\alpha_w}{2} \right) \right] R_g L_p$$

$$S_{e2} = (R_g \alpha_{ran} - w) L_p$$

$$S_{e3} = \left( \frac{\theta_m - \alpha_{ran} - \alpha_w}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{e5} = S_{e3}$$

Figura B6 – Rede de relutâncias do modelo de  $L_{\max}$



$$S_{e6} = S_{e2}$$

$$S_{e7} = S_{e1}$$

$$S_{e8} = \left( \frac{\theta_m R_g - w}{2} \right) L_p$$

$$S_{e9} = S_{e8}$$

### **Cálculo das relutâncias de dispersão nos ímãs no modelo de $L_{\max}$**

As relutâncias de dispersão nas regiões dos ímãs próximas do entreferro foram modeladas como arcos de raios interno  $r_{int}$  e raio externo  $r_{ext}$ , e ângulo teta. Este elemento de relutância está disponível na biblioteca do RELUCTOOL.

#### **Raio externo, interno e ângulo correspondente à relutância $R_{dim1}$ e $R_{dim2}$ no modelo de $L_{\max}$ (mm)**

$$r_{ext} = bd$$

$$r_{int} = bd/10$$

$$\theta = \pi/2$$

#### **Raio externo, interno e ângulo correspondente à relutância $R_{dim3}$ e $R_{dim4}$ no modelo de $L_{\max}$ (mm):**

$$r_{ext} = (h_a - w)/2$$

$$r_{int} = (h_a - w)/20$$

$$\theta = \pi/2$$

### **Cálculo das relutâncias das aberturas das ranhuras no submodelo de $L_{\max}$**

Idem B.3.3.

### **Cálculo das relutâncias de dispersão de ranhura no submodelo de $L_{\max}$ .**

As relutâncias  $R_{ra}$ ,  $R_{rb}$  e  $R_{rc}$  que modelam a dispersão através das ranhuras correspondem às relutâncias de três porções de ranhura de seção  $L_psd/3$  e comprimento médio  $L_{ra}$ ,  $L_{rb}$  e  $L_{rc}$ , dado por:

$$L_{ra} = h_a + \frac{1}{6}(h_b - h_a)$$

$$L_{rb} = h_a + \frac{3}{6}(h_b - h_a)$$

$$L_{rc} = h_a + \frac{5}{6}(h_b - h_a)$$

### **Cálculo das relutâncias do dente e ponta de dente na direção tangencial**

O caminho do fluxo tangencial no dente 4 é modelado por meio de três relutâncias não lineares  $R_{dt}$  de comprimento  $bd$  e seção  $L_psd/3$ , e de uma relutância  $R_{pdt}$  de comprimento  $bd$  e seção  $L_p(h_{ctt}+h_{tt})$ .

### **Cálculo da relutância da coroa do estator no modelo de $L_{\max}$**

Idem B.1.3.

### **Cálculo da relutância de uma peça polar do rotor no submodelo de $L_{\max}$**

As relutância de entreferro de uma peça polar  $R_{pp}$  é calculado como a relutância de um paralelepípedo de comprimento  $R_{mr}\theta_{pp}$  e seção  $L_pW_m$ , onde  $\theta_{pp}$  é o largura angular de uma peça polar e  $R_{mr}$  é o raio médio do rotor,  $(R_{ri}+R_{re})/2$ .

### **Cálculo das relutâncias de entreferro no modelo de $L_{\min}$**

As relutâncias de entreferro  $R_{e1}$ ,  $R_{e2}$ ,  $R_{e3}$ ,  $R_{e5}$ ,  $R_{e6}$ ,  $R_{e7}$ ,  $R_{e8}$  e  $R_{e9}$ , da rede de relutâncias da Fig. 3.38, mostrada em maiores detalhes na Fig. B.7, possuem comprimento  $ag$  e seção  $S_{ei}$  dada por:

$$S_{e1} = \left(8\alpha_{ran} - \frac{\alpha_w}{2} - 3\tau_p - \alpha_m/2\right) R_g L_p$$

$$S_{e2} = \left(3\tau_p - \frac{\alpha_m}{2} - 6\alpha_{ran} - \alpha_w/2\right) R_g L_p$$

$$S_{e3} = \left(\alpha_{ran} - \frac{\alpha_w}{2} - \alpha_w/2\right) R_g L_p$$

$$S_{e5} = \left(\alpha_{ran} - \frac{\alpha_w}{2} - \alpha_w/2\right) R_g L_p$$

$$S_{e6} = S_{e2}$$

$$S_{e7} = \left(\frac{\tau_p - \alpha_m}{2} - \alpha_{ran} - \alpha_w/2\right) R_g L_p$$

$$S_{e8} = \left(\alpha_{ran} - \frac{\alpha_w}{2} - \alpha_m/2\right) R_g L_p$$

$$S_{e9} = (\alpha_{ran} - \alpha_m/2 - \alpha_w/2) R_g L_p$$

### **Cálculo das relutâncias de dispersão nos ímãs no modelo de $L_{\min}$**

Idem B.3.2.

### **Cálculo das relutâncias das aberturas das ranhuras no submodelo de $L_{\min}$**

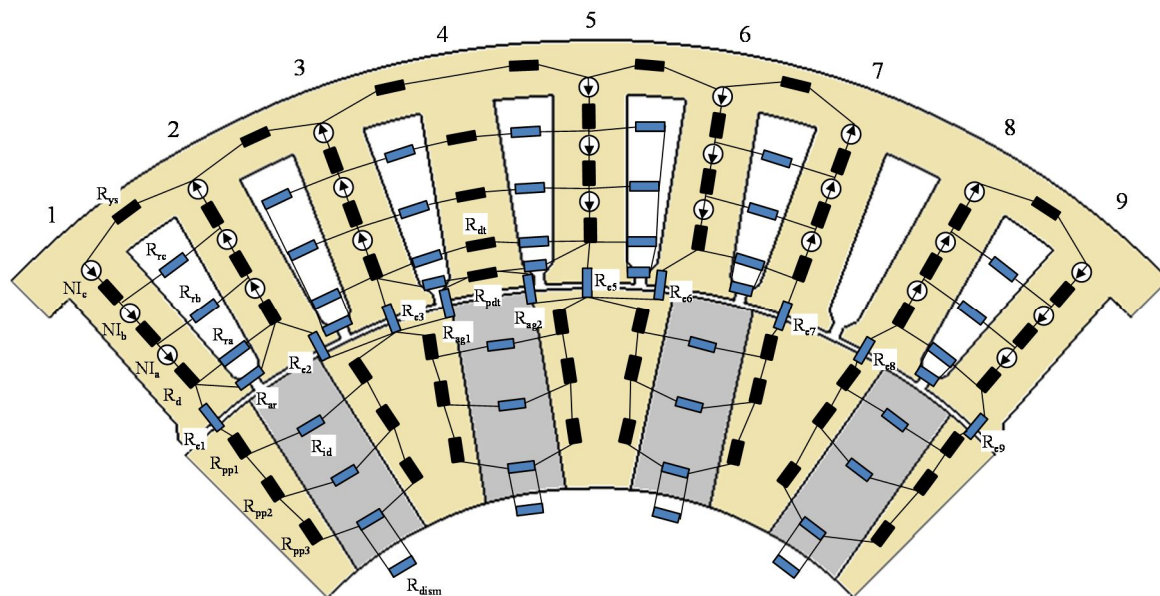
Idem B.3.6.

### **Cálculo das relutâncias de dispersão de ranhura no submodelo de $L_{\min}$**

Idem B.3.7.



Figura B7 – Rede de relutâncias do modelo de  $L_{\min}$



**Cálculo das relutâncias do dente e ponta de dente na direção tangencial no submodelo de  $L_{\min}$ .**

Idem B.3.8.

**Cálculo da relutância da coroa do estator no modelo de  $L_{\min}$** 

Idem B.1.3.

**Cálculo da relutância de uma peça polar do rotor no submodelo de  $L_{\min}$** 

Idem B.3.3.

**B.4 Máquina a ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhura por polo por fase (gerador 4)**

A rede de relutância do submodelo de FEM é apresentada com maiores detalhes na Fig. B8.

**Cálculo das relutâncias de entreferro no modelo de FEM**

Idem B.3.1.

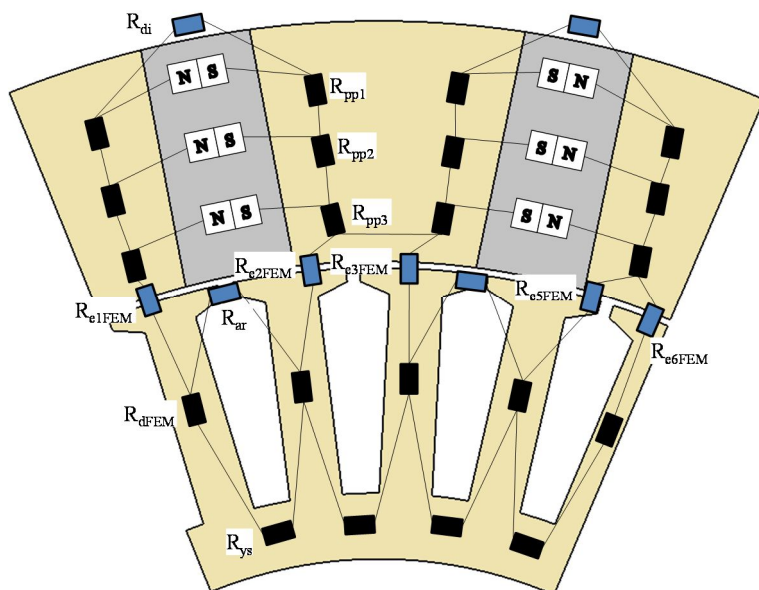
**Cálculo das relutâncias de dispersão nos ímãs no modelo de FEM**

Idem B.3.2.

**Cálculo das relutâncias das aberturas das ranhuras no submodelo de FEM**

Idem B.3.3.

Figura B8 – Rede de relutâncias do submodelo de FEM



### Cálculo das relutâncias da peça polar no modelo de FEM

Cada metade de peça polar foi discretizada em três relutâncias saturáveis,  $R_{pp1}$ ,  $R_{pp2}$ ,  $R_{pp3}$ , conforme ilustrado na Fig. 3.43, de comprimento  $W_m/3$  e seção  $S_{pp1}$ ,  $S_{pp2}$ ,  $S_{pp3}$  dada por:

$$S_{pp1} = \frac{\left[ W_{pp\_Rri} + \frac{5}{6} (W_{pp\_Re} - W_{pp\_Rri}) \right] L_p}{2}$$

$$S_{pp2} = \frac{\left[ W_{pp\_Rri} + \frac{3}{6} (W_{pp\_Re} - W_{pp\_Rri}) \right] L_p}{2}$$

$$S_{pp3} = \frac{\left[ W_{pp\_Rri} + \frac{1}{6} (W_{pp\_Re} - W_{pp\_Rri}) \right] L_p}{2}$$

$$W_{pp\_Rri} = R_{ri}\tau_p - h_m$$

$$W_{pp\_Rre} = R_{re}\tau_p - h_m$$

### **Cálculo das relutâncias de entreferro no submodelo de $L_{\max}$**

Idem B.3.5.

A Fig. B9 e B10 mostram com maiores detalhes a rede de relutâncias do submodelo de  $L_{\max}$  e de  $L_{\min}$ , respectivamente.

### **Cálculo das relutâncias de dispersão nos ímãs no modelo de $L_{\max}$**

Idem B.3.6.

### **Cálculo das relutâncias de dispersão de ranhura no submodelo de $L_{\max}$**

Idem B.3.8.

### **Cálculo das relutâncias do dente e ponta de dente na direção tangencial**

Idem B.3.9.

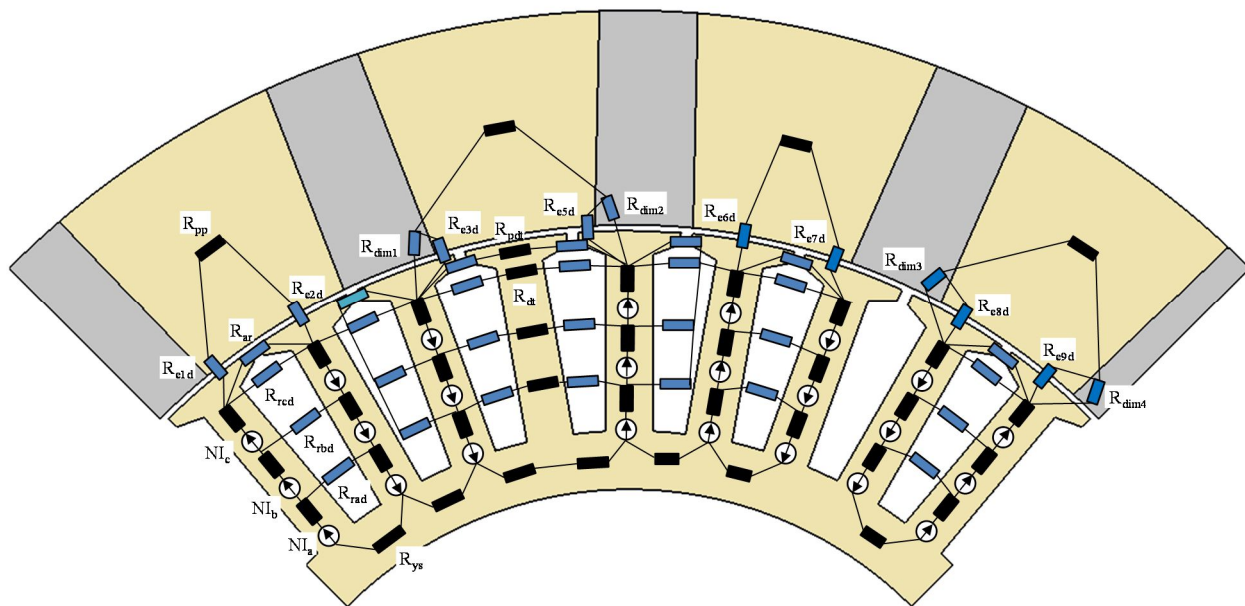
### **Cálculo da relutância da coroa do estator no modelo de $L_{\max}$**

Idem B.1.3.

### **Cálculo da relutância de uma peça polar do rotor no submodelo de $L_{\max}$**

Idem B.3.11.

Figura B9 – Rede de relutâncias do modelo de  $L_{\max}$



**Cálculo das relutâncias de entreferro no modelo de  $L_{\min}$** 

Idem B.3.12.

**Cálculo das relutâncias de dispersão nos ímãs no modelo de  $L_{\min}$** 

Idem B.3.13.

**Cálculo das relutâncias das aberturas das ranhuras no submodelo de  $L_{\min}$** 

Idem B.3.14.

**Cálculo das relutâncias de dispersão de ranhura no submodelo de  $L_{\min}$** 

Idem B.3.15.

**Cálculo das relutâncias do dente e ponta de dente na direção tangencial no submodelo de  $L_{\min}$** 

Idem B.3.16

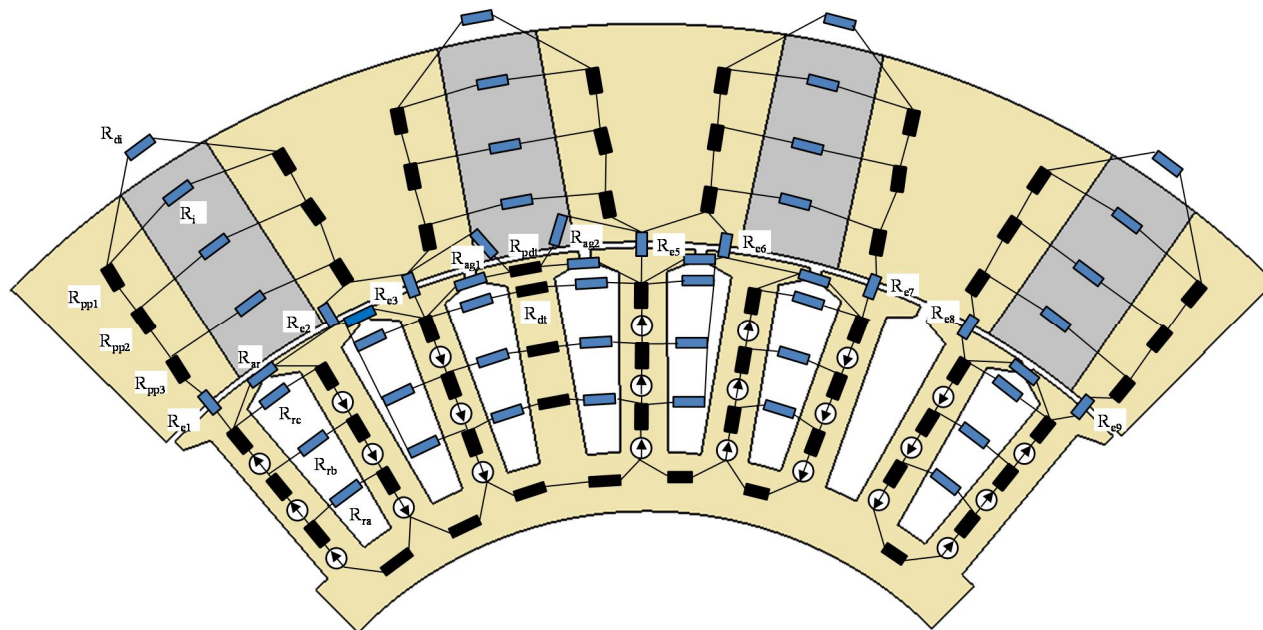
**Cálculo da relutância da coroa do estator no modelo de  $L_{\min}$** 

Idem B.1.17.

**Cálculo da relutância de uma peça polar do rotor no submodelo de  $L_{\min}$** 

Idem B.3.18.

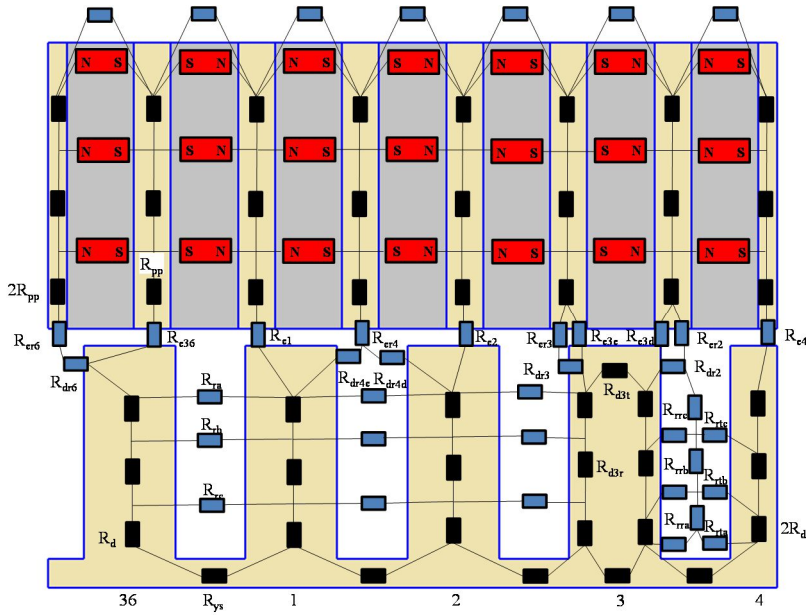
Figura B10 - Rede de relutâncias do modelo de  $L_{\min}$



### B.5 Máquina vernier a ímãs permanentes com concentração de fluxo de rotor externo de 0,75 ranhura por polo por fase (gerador 5)

A rede de relutância do submodelo de FEM é apresentada com maiores detalhes na Fig. B11.

Figura B11 – Rede de relutâncias do submodelo de FEM



### Cálculo das relutâncias de entreferro no modelo de FEM

As relutâncias de entreferro  $R_{e36}$ ,  $R_{e1}$ ,  $R_{e2}$ ,  $R_{e3e}$ ,  $R_{e3d}$  e  $R_{e4}$ , indicadas na Fig. B10, possuem comprimento  $ag$  e seção dada por:

$$S_{e36} = \left( 6,5\tau_p - \frac{\alpha_m}{2} - 4\alpha_{ran} + \frac{\theta_d}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{e1} = \left( 3\alpha_{ran} + \frac{\theta_d}{2} - 4,5\tau_p - \frac{\alpha_m}{2} \right) R_g L_p$$



$$S_{e2} = (\tau_p - \alpha_m) R_g L_p$$

$$S_{e3e} = \left( \alpha_{ran} + \frac{\theta_d}{2} - 1,5\tau_p - \frac{\alpha_m}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{e3d} = \left( 1,5\tau_p - \frac{\alpha_m}{2} - \alpha_{ran} + \frac{\theta_d}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{e4} = \frac{\alpha_m}{2} R_g L_p$$

### **Cálculo das relutâncias de dispersão nos ímãs no modelo de FEM**

O caminho do fluxo disperso nos extremos dos ímãs foi modelado por meio de uma relutância  $R_{dism}$  de comprimento igual à largura do ímã no raio externo do rotor,  $h_{mc}$  e seção  $S_{dism}$ :

$$S_{dism} = 0,5h_{mc}L_p$$

### **Cálculo das relutâncias delimitadas por peça polar e ranhura no submodelo de FEM**

$$S_{er2} = \left( \alpha_{ran} - \frac{\theta_d}{2} - \frac{\tau_p}{2} - \frac{\alpha_m}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{er3} = \left( 2,5\tau_p - \frac{\alpha_m}{2} - \alpha_{ran} - \frac{\theta_d}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{er4} = (\tau_p - \alpha_m) R_g L_p$$

$$S_{er6} = \left( 4,5\alpha_{ran} - 6,5\tau_p - \frac{\alpha_m}{2} \right) R_g L_p$$

### **Cálculo das relutâncias de dispersão nas ranhuras no submodelo de FEM**

### Relutâncias de dispersão na parte superior das ranhuras

O caminho de fluxo disperso na parte superior das ranhuras 2, 3, 4, 5 e 6 foi modelado por meio de uma relutância na forma de arco de raio interno  $r_{int}$ , raio externo  $r_{ext}$  e ângulo  $\theta$ , dados por:

#### Relutância $R_{dr6}$

$$r_{ext\_dr6} = \left( \frac{\alpha_{ran}}{2} - \frac{\theta_d}{2} \right) R_g$$

$$r_{int\_dr6} = r_{ext\_dr6}/10$$

$$\theta_{dr6} = atan\left(\frac{2sd}{h_b - h_a}\right)$$

#### Relutância $R_{dr5}$

$$r_{ext\_dr5} = \frac{\tau_p R_g}{2} + \frac{h_{mi}}{2}$$

$$r_{int\_dr5} = r_{ext\_dr5}/10$$

$$\theta_{dr5} = \theta_{dr6}$$

#### Relutâncias $R_{dr4e}$ e $R_{dr4d}$

$$r_{ext\_dr4} = \frac{h_b}{2}$$

$$r_{int\_dr4} = r_{ext\_dr4}/10$$

$$\theta_{dr4} = \theta_{dr6}$$

### Relutância $R_{dr3}$

$$r_{ext\_dr3} = 2,5\tau_p - 1,5\alpha_{ran} - \frac{\theta_d}{2}$$

$$r_{int\_dr3} = r_{ext\_dr3}/10$$

$$\theta_{dr3} = \theta_{dr6}$$

### Relutância $R_{dr2}$

$$r_{ext\_dr2} = \frac{\alpha_{ran}}{2} - \frac{\theta_d}{2} - \frac{\tau_p}{2}$$

$$r_{int\_dr2} = r_{ext\_dr2}/10$$

$$\theta_{dr2} = \theta_{dr6}$$

### Relutâncias de dispersão das ranhuras (entre dentes)

O fluxo disperso entre dentes é praticamente desprezível para as ranhuras 3, 4 e 5, e apenas o seu percurso na direção tangencial foi modelado por meio de relutâncias na direção tangencial para estas ranhuras. Já o fluxo disperso entre os dentes 3 e 4 é considerável, tanto na direção tangencial quando na direção radial, tornando-se necessário incorporar relutâncias em ambas as direções.

### Relutâncias de dispersão nas ranhuras 3, 4 e 5 na direção tangencial

As relutâncias  $R_{ta}$ ,  $R_{tb}$  e  $R_{tc}$  são relutâncias de paralelepípedos de seção  $L_psd/3$  e comprimento  $L_{ta}$ ,  $L_{tb}$  e  $L_{tc}$  dados por:

$$L_{ta} = h_a + \frac{1}{6}(h_b - h_a)$$

$$L_{tb} = h_a + \frac{3}{6}(h_b - h_a)$$

$$L_{tc} = h_a + \frac{5}{6}(h_b - h_a)$$

### **Relutâncias de dispersão na ranhura 2 na direção tangencial**

As relutâncias  $R_{rta}$ ,  $R_{rtb}$  e  $R_{rtc}$  são relutâncias de paralelepípedos de seção  $L_psd/3$  e comprimento  $L_{rta}$ ,  $L_{rtb}$  e  $L_{rtc}$  dados por:

$$L_{rta} = \frac{\left(\frac{5}{6}h_a + \frac{1}{6}h_b\right)}{2}$$

$$L_{rtb} = \frac{(h_a + h_b)}{4}$$

$$L_{rtc} = \frac{\left(\frac{1}{6}h_a + \frac{5}{6}h_b\right)}{2}$$

### **Relutâncias de dispersão na ranhura 2 na direção radial**

As relutâncias  $R_{rra}$ ,  $R_{rrb}$  e  $R_{rrc}$  são relutâncias de paralelepípedos de comprimento  $sd/3$  e seção  $S_{rra}$ ,  $S_{rrb}$  e  $S_{rrc}$  dados por:

$$S_{rra} = 2L_pL_{rta}$$

$$S_{rrb} = 2L_pL_{rtb}$$

$$S_{rrc} = 2L_pL_{rtc}$$

### **Cálculo das relutâncias da peça polar no submodelo de FEM**

Cada peça polar foi discretizada em três relutâncias saturáveis  $R_{pp}$ , de comprimento  $L_{pp}/3$  e seção  $h_{pp}L_p$ .

### **Cálculo da relutância da coroa do estator no submodelo de FEM**

Idem B.1.3.

### Cálculo da relutância dos dentes no submodelo de FEM

Os dentes 1, 2, 4 e 36, onde o fluxo é essencialmente radial, foram discretizados em três relutâncias de comprimento  $sd/3$  e seção  $L_pbd$ . Já o dente 3, que apresenta componentes radiais e tangenciais de fluxo, foi discretizado em duas relutâncias tangenciais,  $R_{d3t}$ , de comprimento  $bd$  e seção  $L_psd/2$ ; e seis relutâncias radiais,  $R_{d3r}$ , de comprimento  $sd/3$  e seção  $L_pbd/2$ .

### Cálculo das dimensões dos ímãs no submodelo de FEM

Cada ímã foi discretizado em três ímãs de seção  $L_mL_p/3$  e comprimento  $h_{ma}$ ,  $h_{mb}$  e  $h_{mc}$ , dado por:

$$h_{ma} = h_{mi} + \frac{1}{6}(h_{me} - h_{mi})$$

$$h_{mb} = h_{mi} + \frac{3}{6}(h_{me} - h_{mi})$$

$$h_{mc} = h_{mi} + \frac{5}{6}(h_{me} - h_{mi})$$

### Cálculo das relutâncias de entreferro no submodelo de $L_{\max}$

As relutâncias de entreferro  $R_{e1}$ ,  $R_{e2}$ ,  $R_{e3}$ ,  $R_{e4e}$ ,  $R_{e5}$ ,  $R_{e6}$ ,  $R_{e7}$ ,  $R_{e8}$ , e  $R_{e9}$ , indicadas na Fig. B12, possuem comprimento  $ag$  e suas seções respectivas são dadas por:

$$S_{e1} = L_p h_{pp}$$

$$S_{e2} = \left( 6,5\alpha_{ran} + \frac{\theta_d}{2} - 10\tau_p - \frac{\alpha_m}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{e3} = S_{e1}$$

$$S_{e4e} = \left( 4,5\alpha_{ran} + \frac{\theta_d}{2} - 7\tau_p - \frac{\alpha_m}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{e4d} = S_{e4d}$$

$$S_{e5} = S_{e3}$$

$$S_{e6} = S_{e2}$$

$$S_{e7} = S_{e1}$$

**Cálculo das relutâncias delimitadas pela região correspondente a um ímã e a um dente no submodelo de  $L_{\max}$**

As relutâncias  $R_{edi1e}$ ,  $R_{edi1d}$ ,  $R_{edi3e}$ ,  $R_{edi3d}$ ,  $R_{edi4e}$ ,  $R_{edi4d}$ ,  $R_{edi5e}$ ,  $R_{edi5d}$ ,  $R_{edi7e}$ ,  $R_{edi7d}$ ,  $R_{edi8}$  e  $R_{edi9}$  possuem comprimento  $ag$  e seção dada por:

$$S_{edi1e} = \left( 3\alpha_{ran} + \frac{\theta_d}{2} - 5\tau_p + \frac{\alpha_{mi}}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{edi1d} = \left( 4\tau_p + \frac{\alpha_{mi}}{2} - 3\alpha_{ran} + \frac{\theta_d}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{edi3e} = \left( \alpha_{ran} + \frac{\theta_d}{2} - 2\tau_p + \frac{\alpha_{mi}}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{edi3d} = \left( \tau_p + \frac{\alpha_{mi}}{2} - \alpha_{ran} + \frac{\theta_d}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{edi4e} = \frac{L_p h_{mi}}{2}$$

$$S_{edi4e} = S_{edi1d}$$

$$S_{edi5e} = S_{edi3d}$$

$$S_{edi5d} = S_{edi3e}$$

$$S_{edi7e} = S_{edi1d}$$

$$S_{edi8} = \left( \frac{\alpha_{ran}}{2} + \frac{\theta_d}{2} - \tau_p + \frac{\alpha_{mi}}{2} \right) R_g L_p$$

$$S_{edi8} = S_{edi9}$$

**Cálculo das relutâncias de dispersão de ranhura no submodelo de  $L_{\max}$**

Os caminhos de fluxo através das ranhuras foram modeladas por meio das relutâncias  $R_{ra}$ ,  $R_{rb}$  e  $R_{rc}$  de seção  $L_psd/3$  e comprimento igual a  $L_{ta}$ ,  $L_{tb}$  e  $L_{tc}$  dado no item B.5.4.2.

### **Cálculo das relutâncias de dispersão nos ímãs no modelo de $L_{\max}$**

O caminho de fluxo disperso na região dos ímãs próxima do entreferro foi modelado por meio de relutâncias na forma de arco de raio interno  $r_{int}$ , raio externo  $r_{ext}$  e ângulo  $\theta$ , dados por:

#### **Relutância $R_{di1}$**

$$r_{ext\_di1} = \frac{h_{mi}}{2}$$

$$r_{int\_di1} = r_{ext\_di1}/10$$

$$\theta_{di1} = \pi/2$$

#### **Relutância $R_{di2}$**

$$r_{ext\_di2} = r_{ext\_di1}$$

$$r_{int\_di2} = r_{int\_di1}$$

$$\theta_{di2} = \theta_{di1}$$

#### **Relutância $R_{di3}$**

$$r_{ext\_di3} = h_{mi}$$

$$r_{int\_di3} = R_g \left( \alpha_{ran} - \frac{\theta_d}{2} - \tau_p + \frac{\alpha_{mi}}{2} \right)$$

$$\theta_{di3} = \pi/2$$

**Relutância  $R_{di4}$** 

$$r_{ext\_di4} = r_{ext\_di3}$$

$$r_{int\_di4} = r_{int\_di3}$$

$$\theta_{di4} = \theta_{di3}$$

**Relutância  $R_{di5}$** 

$$r_{ext\_di5} = h_{mi}$$

$$r_{int\_di5} = \frac{h_{mi}}{2}$$

$$\theta_{di5} = \pi/2$$

**Relutância  $R_{di6}$** 

$$r_{ext\_di6} = r_{ext\_di5}$$

$$r_{int\_di6} = r_{int\_di5}$$

$$\theta_{di6} = \theta_{di5}$$

**Relutância  $R_{di7}$** 

$$r_{ext\_di7} = R_g \left( 3\alpha_{ran} + \frac{\theta_d}{2} - 5\tau_p + \frac{\alpha_{mi}}{2} \right)$$

$$r_{int\_di7} = r_{ext\_di7}/10$$

$$\theta_{di7} = \pi/2$$



**Relutância  $R_{di8}$** 

$$r_{ext\_di8} = r_{ext\_di7}$$

$$r_{int\_di8} = r_{int\_di7}$$

$$\theta_{di8} = \theta_{di7}$$

**Relutância  $R_{di9}$** 

$$r_{ext\_di9} = R_g \left( \frac{\alpha_{ran}}{2} + \frac{\theta_d}{2} - \tau_p + \frac{\alpha_{mi}}{2} \right)$$

$$r_{int\_di9} = r_{ext\_di9}/10$$

$$\theta_{di9} = \pi/2$$

**Relutância  $R_{di10}$** 

$$r_{ext\_di10} = r_{ext\_di9}$$

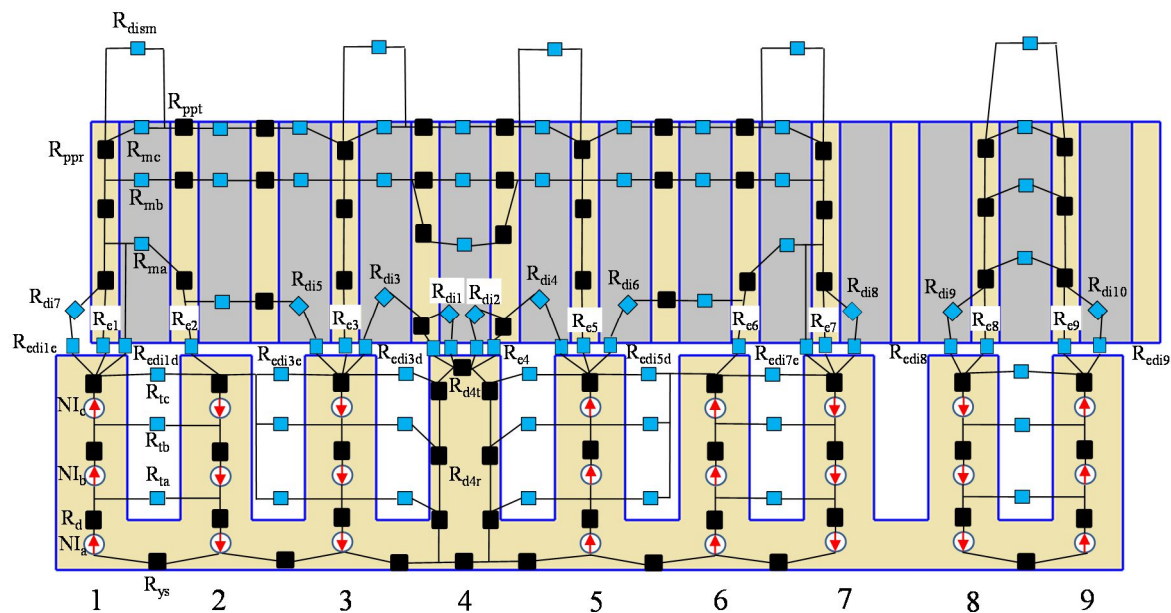
$$r_{int\_di10} = r_{int\_di9}$$

$$\theta_{di10} = \theta_{di9}$$

**Cálculo das relutâncias da região ocupada pelos ímãs no modelo de indutância**

A relutância da região ocupada pelos ímãs na direção tangencial é dada pelas relutâncias  $R_{ma}$ ,  $R_{mb}$  e  $R_{mc}$  de seção  $L_p L_m/3$  e comprimento dado no item B.5.8.

Figura B12 – Rede de relutâncias do submodelo de indutância



### **Cálculo das relutâncias de dispersão na parte externa dos ímãs no modelo de $L_{\max}$**

Idem B.5.2.

### **Cálculo das relutâncias da peça polar na direção radial no submodelo de $L_{\max}$**

As relutâncias associadas ao fluxo na direção radial,  $R_{pp}$ , tem comprimento  $L_{pp}/3$  e seção  $h_{pp}L_p$ .

### **Cálculo das relutâncias da peça polar na direção tangencial no submodelo de $L_{\max}$**

As relutâncias associadas ao fluxo na direção tangencial,  $R_{pt}$ , tem comprimento  $h_{pp}$  e seção  $L_m L_p/3$ .

### **Cálculo da relutância da coroa do estator no submodelo de $L_{\max}$**

Idem B.1.3.

### **Cálculo das relutâncias dos dentes no submodelo de $L_{\max}$**

Os dentes 1, 2, 3, 5, 6, 7, 8 e 9, onde o fluxo é essencialmente radial, foram discretizados em três relutâncias de comprimento  $sd/3$  e seção  $L_p bd$ . Já o dente 4, que apresenta componentes radiais e tangenciais de fluxo, foi discretizado em duas relutâncias tangenciais,  $R_{dt}$ , de comprimento  $bd$  e seção  $L_p sd/2$ ; e seis relutâncias radiais,  $R_{dr}$ , de comprimento  $sd/3$  e seção  $L_p bd/2$ .



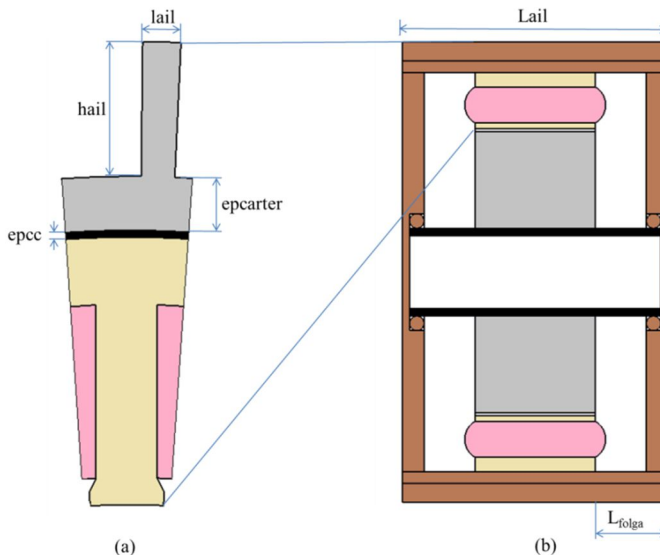
## APÊNDICE C – MODELO TÉRMICO DAS MÁQUINAS COM ÍMÃS PERMANENTES DE FERRITE

Neste apêndice são apresentados os detalhes do modelo térmico das cinco máquinas a ímãs permanentes abordadas nesta tese. Tanto para a máquina de rotor interno quanto para a máquina de rotor externo foi utilizado uma distância de contato entre a coroa e a carcaça,  $ep_{cc}$ , de 1 mm e foi adotada a mesma distância axial entre o extremo do pacote de chapas e a tampa da carcaça,  $L_{folga}$ , de 50 mm. A altura das aletas,  $h_{ail}$ , e sua largura,  $l_{ail}$  foi fixada em 5 mm e 13 mm, respectivamente. Estes valores foram adotados de uma máquina de igual diâmetro interno apresentada em (SESSANGA, 2011).

### C.1 Máquinas com ímãs permanentes de rotor interno (G1, G2 e G3)

A Fig. C1 mostra um corte axial das máquinas de rotor interno a que se refere o cálculo térmico indicado a seguir, por meio do circuito térmico equivalente da Fig. 3.14.

Figura C1 Corte axial das máquinas com ímãs permanentes de rotor interno (G1, G2 e G3).



## Transferência de calor por condução

Para o cálculo das resistências térmicas associadas à transferência de calor por condução serão utilizados os valores de condutividade térmica apresentados na Tabela C.1.

Tabela C1 – Condutividade térmica dos materiais.

Condutividade térmica (W/m/K)	Símbolo	Valor
Condutividade térmica da chapa de ferro	$\lambda_{fe\_estator}$	30
Condutividade térmica de contato chapa de ferro/ carcaça	$\lambda_{cul\_carter}$	1,5
Condutividade térmica da bobina	$\lambda_{bob}$	0,8
Condutividade térmica da carcaça	$\lambda_{carter}$	165
Condutividade térmica do isolante	$\lambda_i$	0,27

### Resistência térmica dos dentes

$$R_d = \frac{1}{\lambda_{fe\_estator}} \frac{sd/2}{L_p bd}$$

### Resistência térmica da parte superior e inferior de uma ranhura

$$R_{b1} = \frac{1}{\lambda_{bob}} \frac{sd/2}{L_p (h_a + h_b)/4}$$

$$R_{b2} = \frac{1}{\lambda_{bob}} \frac{sd/2}{L_p h_a/2}$$

### Resistência radial do isolante da ranhura

$$R_{ic} = \frac{ep_{isol}}{\lambda_i} \frac{2}{L_p \left[ \frac{\pi(D_{is} + 2sd)}{N_{ran}} - bd \right]}$$

### Resistência ortoradial do isolante da ranhura

$$R_{id} = \frac{ep_{isol}}{\lambda_i} \frac{2}{L_p sd}$$

### Resistências das partes alta e baixa da coroa

$$R_{c1} = \frac{1}{\lambda_{fe\_estator}} \frac{N_{ran}}{2\pi L_p} \ln \left( \frac{D_{es}}{D_{es} - h_{ys}} \right)$$

$$R_{c2} = \frac{1}{\lambda_{fe\_estator}} \frac{N_{ran}}{2\pi L_p} \ln \left( \frac{D_{es} - h_{ys}}{D_{es} - 2h_{ys}} \right)$$

### Resistência de contato entre a coroa e a carcaça

$$R_{cc} = \frac{1}{\lambda_{cul\_carter}} \frac{N_{ran}}{2\pi L_p} \ln \left( \frac{D_{es} + 2ep_{cc}}{D_{es}} \right)$$

### Resistência da chapa da carcaça

$$R_{car} = \frac{1}{\lambda_{carter}} \frac{N_{ran}}{2\pi L_p} \ln \left( \frac{D_{es} + 2ep_{cc} + 2ep_{carter}}{D_{es} + 2ep_{cc}} \right)$$

### Transferência de calor por convecção através do diâmetro externo do estator (Des)

A transferência de calor por convecção se dá por meio da convecção natural bem como por convecção forçada, associada ao vento incidente na carcaça da máquina. O valor de coeficiente de transferência de calor por convecção natural,  $h_{conv\_nat}$  utilizado nos cálculos de transferência de calor por convecção é de 10 W/m<sup>2</sup>/K. A Tabela C2 apresenta os valores das propriedades do ar a 40°C requeridas para o cálculo do coeficiente de convecção de calor. O coeficiente de convecção forçada,  $h_{conv\_for}$ , será calculado a seguir.

Tabela C2 – Propriedades do ar a 40°C.

Propriedade do ar a 40°C	Símbolo	Valor
Densidade do ar (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho_{ar}$	1,13
Viscosidade dinâmica (Pa.s)	$\mu_{din}$	1,89e-5
Capacidade calorífica do ar (J/kg/K)	$C_n$	1013,5
Condutividade térmica do ar (W/m/K)	$\lambda_{ar}$	2,64e-2

### **Coefficiente transferência de calor por convecção forçada**

O coeficiente de convecção forçada,  $h_{conv\_for}$ , é função do número de Nussel, da densidade do ar e do diâmetro hidráulico:

$$h_{conv\_for} = \frac{Nu_{estator}\lambda_{ar}}{D_{hyd}}$$

onde o diâmetro hidráulico é dado por:

$$D_{hyd} = \frac{4S_{pass}}{P_{brut}}$$

$$S_{pass} = \frac{\pi}{4}[(D_{es} + 2ep_{carter} + 2ep_{cc} + 2h_{ail})^2 - (D_{es} + 2(ep_{carter}))^2] - Nb_{ail}h_{ail}l_{ail}$$

### **Distância entre os pés das aletas**

$$Dis_{pes\_ail} = \frac{\pi(D_{es} + 2ep_{carter} + 2ep_{cc})}{Nb_{ail}} - l_{ail}$$

### **Superfície bruta de troca**

$$S_{brute\_ech} = (Dis_{pes\_ail} + 2h_{ail})Nb_{ail}L_{ail}$$

### **Perímetro bruto**

$$P_{brut} = \frac{S_{brute\_ech}}{L_{ail}}$$

### **Área de troca de calor por convecção nas aletas**

$$S_{ailettes} = L_{ail} \frac{[(D_{es} + 2ep_{carter} + 2ep_{cc})\pi + 2Nb_{ail}h_{ail}]}{N_{ran}}$$

$$Nu_{estator} = 0,023Reynolds^{0,8}Pr^{0,4}$$

### **Número de Reynolds**

$$Reynolds = \frac{\rho_{ar}V_{ar}D_{hyd}}{\mu_{din}}$$



**Número de Prant**

$$Pr = \frac{C_p \mu_{din}}{\lambda_{ar}}$$

**Resistência de convecção do estator**

$$R_{al} = \frac{1}{S_{ailettes}(h_{conv\_for} + h_{conv\_nat})}$$

**Fonte de calor produzida pelas perdas no cobre**

$$P_j = \frac{P_{cu}}{6N_{ran}}$$

**Fonte de calor produzida pelas perdas no ferro nos dentes**

$$P_{fed} = \frac{P_{fe\_dentes}}{N_{ran}}$$

**Fonte de calor produzida pelas perdas no ferro na coroa do estator**

$$P_{fec} = \frac{P_{fe\_coroa}}{N_{ran}}$$

**C.2 Máquinas com ímãs permanentes de rotor externo (G4 e G5)**

A Fig. C2 mostra um corte axial das máquinas de rotor externo a que se refere o cálculo térmico indicado a seguir, por meio da rede de resistências térmicas da Fig. 3.48.

**Resistências térmicas dos dentes**

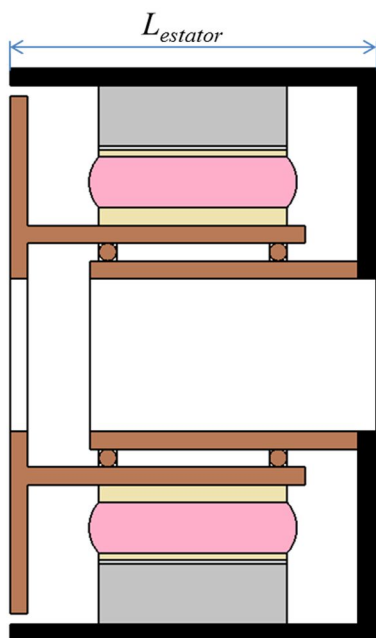
$$R_d = \frac{1}{\lambda_{fe\_estator}} \frac{sd/2}{L_p b d}$$

### Resistência térmica da parte superior e inferior de uma ranhura

$$R_{b1} = \frac{1}{\lambda_{bob}} \frac{sd/2}{L_p(h_a + h_b)/4}$$

$$R_{b2} = \frac{1}{\lambda_{bob}} \frac{sd/2}{L_p h_a/2}$$

Figura C2 - Corte axial das máquinas com ímãs permanentes de rotor externo (G4 e G5).



### Resistência radial do isolante da ranhura

$$R_{ic} = \frac{ep_{isol}}{\lambda_i} \frac{2}{L_p \left[ \frac{\pi(D_{is} + 2sd)}{N_{ran}} - bd \right]}$$

### Resistência ortoradial do isolante da ranhura

$$R_{id} = \frac{ep_{isol}}{\lambda_i} \frac{2}{L_p s d}$$

### Resistências das partes alta e baixa da coroa

$$R_{c1} = \frac{1}{\lambda_{fe\_estator}} \frac{N_{ran}}{2\pi L_p} \ln \left( \frac{D_{is} + h_{ys}}{D_{is}} \right)$$

$$R_{c2} = \frac{1}{\lambda_{fe\_estator}} \frac{N_{ran}}{2\pi L_p} \ln \left( \frac{D_{is} + 2h_{ys}}{D_{is} + h_{ys}} \right)$$

### Resistência de contato entre a coroa e a carcaça

$$R_{cc} = \frac{1}{\lambda_{cul\_carter}} \frac{N_{ran}}{2\pi L_p} \ln \left( \frac{D_{is}}{D_{is} - 2ep_{cc}} \right)$$

### Resistência da chapa da carcaça

$$R_{car} = \frac{1}{\lambda_{carter}} \frac{N_{ran}}{2\pi L_p} \ln \left( \frac{D_{is} - 2ep_{cc}}{D_{is} - 2ep_{cc} - 2ep_{carter}} \right)$$

**Transferência de calor por convecção através do diâmetro interno do estator ( $D_{is}$ )**

### Diâmetro hidráulico

$$D_{hysest} = D_{is}$$

### Número de Reynolds

$$Reynolds = \frac{\rho_{ar} V_{ar} D_{hyd\_est}}{\mu_{din}}$$

### Número de Prant

$$Pr = \frac{C_p \mu_{din}}{\lambda_{ar}}$$

$$Nu_{estator} = 0,023 Reynolds^{0,8} Pr^{0,4}$$

**Coefficiente de troca de calor por convecção forçada no diâmetro interno do estator ( $W/m^2/K$ )**

$$h_{conv\_est} = \frac{Nu_{estator} \lambda_{ar}}{D_{hyd\_est}}$$

**Resistência térmica associada à convecção através do diâmetro interno do estator**

$$R_{conv\_est} = \frac{1}{S_{est} (h_{conv\_nat} + h_{conv\_est})}$$

$$S_{est} = L_{estator} \frac{[(D_{is} - 2ep_{carter} - 2ep_{cc})\pi]}{N_{ran}}$$

**Transferência de calor por convecção através do diâmetro externo do rotor ( $D_{re}$ )**

A superfície de troca de calor é considerada no diâmetro externo do rotor, sem considerar a influência das pás da turbina.

**Diâmetro hidráulico**

$$D_{hysrot} = D_{re}$$

**Número de Reynolds**

$$Reynolds_{rot} = \frac{\rho_{ar} V_{ar\_rot} D_{hyd\_rot}}{\mu_{din}}$$

**Número de Prant**

$$Pr = \frac{C_p \mu_{din}}{\lambda_{ar}}$$

$$Nu_{rotor} = 0,023 Reynolds_{rot}^{0,8} Pr^{0,4}$$

**Coefficiente de troca de calor por convecção forçada no diâmetro externo do rotor ( $W/m^2/K$ )**

$$h_{conv\_rot} = \frac{Nu_{rotor}\lambda_{ar}}{D_{hyd\_rot}}$$

**Resistência térmica associada à convecção através do diâmetro externo do rotor**

$$R_{conv\_rot} = \frac{1}{S_{rotor}(h_{conv\_nat} + h_{conv\_rot})}$$

$$S_{rotor} = L_{estator} \frac{[(D_{re} + 2ep_{carter} + 2ep_{cc})\pi]}{2p}$$

### **Transferência de calor por convecção no entreferro**

Parte do calor gerado no estator atravessa o entreferro e é dissipado através do rotor externo. O valor de condutividade térmica do ar contido no entreferro  $\lambda_{ar\_ent}$ , será 3,15e-2W/m/K, correspondente à temperatura do ar a 100°C. Os cálculos a seguir foram baseados em SESANGA, 2011.

### **Diâmetro hidráulico**

$$A_{vazão\_ent} = \frac{\pi(D_{ri}^2 - D_{es}^2)}{4}$$

$$P_{molhado\_ent} = \frac{\pi(D_{es} + D_{ri})}{2}$$

$$D_{moy\_ent} = \frac{4A_{vazão\_ent}}{P_{molhado\_ent}}$$

$$emoy_{ent} = D_{moy\_ent}/2$$

$$r_{int} = D_{es}/2$$

$$r_{ext} = r_{int} + emoy_{ent}$$

$$r_m = \frac{emoy_{ent}}{\ln\left(\frac{r_{ext}}{r_{int}}\right)}$$

$$P = 0,0571 \left[ 1 - 0,652 \left( \frac{emoy_{ent}}{r_{int}} \right) \right] + \frac{0,0056}{1 - 0,652 \left( \frac{emoy_{ent}}{r_{int}} \right)}$$

$$F_g = \frac{\pi^4}{1697P} \frac{r_{ext} + r_{int}}{2r_{int}}$$

$$v_{ent} = 8,94 \cdot 10^{-11} \cdot T_{ent}^2 + 8,8 \cdot 10^{-8} T_{ent} + 0,13 \cdot 10^{-4}$$

### Número de Taylor

$$Ta = \frac{\omega_m^2 r_m emoy_{ent}^3}{v_{ent}^2 F_g}$$

Para  $90 < Ta < 2000$  (Naca)

$$Nu_{ent} = 0,175 Ta^{0,5}$$

### Coefficiente de convecção

$$h_{conv\_ent} = \frac{Nu_{ent} \lambda_{ar\_ent}}{D_{moy\_ent}}$$

### Condutância térmica do entreferro do lado do estator

$$G_{conv\_ent} = \left( h_{conv\_ent} + \frac{2\lambda_{ar\_ent}}{emoy_{ent}} \right) \frac{\pi D_{es}}{2N_{ran}} L_p$$

### Resistência térmica de convecção do entreferro

$$R_{conv\_ent} = \frac{1}{G_{conv\_ent}}$$

### Resistência térmica de condução no rotor

Considera-se um material com uma condutividade térmica equivalente igual à soma ponderada entre a do ímã e do ferro.

### Condutividade térmica do ferrite (W/m/K)

$$\lambda_{ferrite} = 3,5$$

$$\lambda_{ferrite\_eq} = \lambda_{ferrite} \frac{h_m}{h_m + h_{pp\_Rri}} + \lambda_{fe\_estator} \frac{h_{pp\_Rri}}{h_m + h_{pp\_Rri}}$$

**Área do polo próximo do entreferro ( $R_{ri}$ )**

$$\alpha_{m\_Ri} = \alpha_m$$

$$h_{pp\_Rri} = \left( \frac{2\pi}{2p} - \alpha_{m\_Rri} \right) R_{ri}$$

$$\alpha_{m\_Rre} = 2asen\left(\frac{h_m}{2R_{re}}\right)$$

$$h_{pp\_Rre} = \left( \frac{2\pi}{2p} - \alpha_{m\_Rre} \right) R_{re}$$

**Área do material equivalente do rotor num passo de ranhura**

$$S_{pieq1} = R_{ri} \alpha_{ran} L_p$$

$$S_{pieq2} = L_p \alpha_{ran} (R_{ri} + R_{re}) / 2$$

**Resistência térmica do material equivalente do rotor num passo de ranhura**

$$R_{pieq1} = \frac{W_m / 2}{S_{pieq1} \lambda_{ferrite\_eq}}$$

$$R_{pieq2} = \frac{W_m / 2}{S_{pieq2} \lambda_{ferrite\_eq}}$$





# ANEXO A – CARACTERÍSTICAS DOS ÍMÃS PERMANENTES

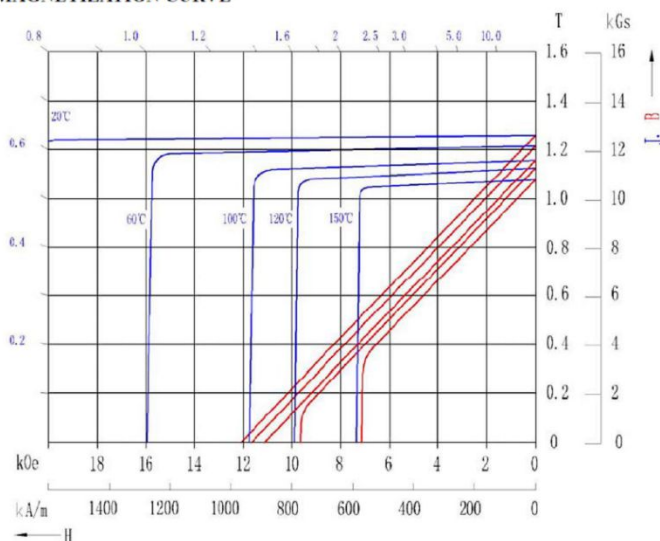


Ningbo Yunsheng High tech  
Magnetics Co., Ltd.

## DEMAGNETIZATION CURVES/MAGNETIC CHARACTERISTICS

### YS MAG L-40SHT

#### DEMAGNETIZATION CURVE



#### MAGNETIC CHARACTERISTICS

Remanent flux density	[T]	1.25~1.28
$B_r$	(kG)	12.5~12.8
Coercivity	[kA/m]	$\geq 939$
$H_{cB}$	(kOe)	$\geq 11.8$
Intrinsic Coercivity	[kA/m]	$\geq 1592$
$H_{cJ}$	(kOe)	$\geq 20.0$
Maximum energy product	[kJ/m <sup>3</sup> ]	302~326
$(BH)_{max}$	(MGOe)	38~41
Temperature Coefficient	$\alpha(B_r)$ [%/°C]	-0.10
(RT - 100°C)	$\alpha(H_{cJ})$ [%/°C]	-0.55
Temperature Coefficient	$\alpha(B_r)$ [%/°C]	-0.11
(RT - 150°C)	$\alpha(H_{cJ})$ [%/°C]	-0.50
Maximum operating temp.*	°C	150
Relative recoil permeability	$\mu_{rec}$	1.05

\*[ ]: in the unit of SI ( ): in the unit of CGS

\*: The specification of the test sample is  $\phi 10 \times 7$  column

#### PHYSICAL PROPERTIES

Density	g/cm <sup>3</sup>	$\geq 7.60$
$\rho$		
Curie Temperature	°C	330
$T_c$		
Bending Strength	MPa	150~380
Compressive Strength	MPa	600~1200
Electrical Resistivity	$\Omega \text{ mm}^2/\text{m}$	1.25~1.55
Vickers Hardness	$H_v$	460~660
Thermal Expansion	$// (\times 10^{-6}/\text{K})$	6
Coefficient (100°C)	$\perp (\times 10^{-6}/\text{K})$	-1

\*All specifications are subject to change without notice

BH Curve - Ferrite Y30 / C5 / Ferroba2 / HF26/18

